

# **Análise da Maquinabilidade de Aluminetos de Titânio**

*Luís de Sousa Martins*

**Dissertação de Mestrado**

Orientador: Prof. Fernando Jorge Lino Alves

Orientador no INEGI: Eng. Santiago David Castellanos Villa MSc



**Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica**

Julho 2017







*Aos meus pais*



## Resumo

---

Atualmente o interesse pelos aluminetos de titânio tem aumentado pois a sua incorporação em certos componentes da indústria aeroespacial pode representar melhorias consideráveis na performance de motores a jato.

Apesar deste facto, a sua utilização é ainda bastante reduzida uma vez que se tratam de ligas de muito difícil processamento.

Como tal, o foco deste trabalho passa por fazer uma análise da maquinabilidade destas ligas de modo a conseguir compreender quais os maiores problemas encontrados quando se tenta maquinar este material e possivelmente encontrar soluções para esses problemas.

Numa primeira fase do trabalho foi realizada uma revisão bibliográfica extensa sobre trabalhos realizados sobre este tema de modo a observar quais são os principais destaques no comportamento do material aquando da sua maquinagem.

Posteriormente foram realizados ensaios de torneamento de modo a maquinar provetes do material e observar se o comportamento do material quando maquinado correspondia ao estudado.

Concluiu-se que, apesar das dificuldades, é possível maquinar estas ligas, apesar de ser algo complicado uma vez que exige condições de corte bastante controladas e a sua maquinagem provoca um desgaste elevado de uma maneira muito rápida nas ferramentas, o que pode tornar este num processo muito dispendioso.





## Machinability Study of Titanium Aluminides

### Abstract

---

Nowadays the interest on Titanium Aluminides has increased because its incorporation in certain components on the aerospace industry may represent considerable improvements on the performance of jet engines.

Despite this, its utilization is still very reduced since they are very difficult to process alloys.

As such, this paper focus is about making an analysis of the machinability of these alloys to understand which will be the biggest problems found when trying to cut this material and possibly find solutions for those problems.

Initially, an extended literature review was made to observe which are the main highlights on the behavior of the material when cutting.

Posteriorly turning tests were made, cutting TiAl samples and observing if the material behavior when cutting was the same as studied.

It was concluded that, despite de difficulties, it is possible to cut this material, although it is somewhat complicated since it requires very well controlled cutting conditions and the cutting process causes high wear on the cutting tools very fast, making this a highly expensive process.



## Agradecimentos

---

Em primeiro lugar quero agradecer à minha família, em especial aos meus pais por tudo, sem vocês todo este percurso não teria existido. Obviamente não vou esquecer o meu irmão e os meus avós, muito obrigado por tudo.

Quero também prestar um grande agradecimento ao Professor Jorge Lino pela disponibilidade mostrada ao longo do semestre e pelo espírito crítico em relação ao meu trabalho, elevando dessa maneira o seu nível.

Agradeço também ao Engenheiro Santiago Castellanos pelo acompanhamento e disponibilidade ao longo do semestre para guiar o meu trabalho e por todo o conhecimento que me forneceu.

Em relação ao trabalho, queria também deixar aqui um agradecimento ao Professor Abílio de Jesus e ao funcionário das oficinas, Sr. José Almeida, pela ajuda na realização do trabalho prático. Queria também agradecer ao Professor Ramiro Martins pela ajuda prestada no trabalho prático.

Também em relação à faculdade, queria deixar um agradecimento ao secretariado do MIEM, nomeadamente à Monica, ao Manuel Augusto e ao Casimiro pela disponibilidade e simpatia demonstrados.

Aos meus amigos, não há palavras suficientes para agradecer tudo o que me ajudaram ao longo do meu percurso académico. Em especial, queria agradecer ao Mário e ao Pica por nunca me terem cobrado renda nas suas casas. Quero também agradecer ao Ramos, Barcelos, Flávio, Faria, Snando e Samba, a minha recente companhia diária de almoços que não me importava nada que continuasse assim durante muito mais tempo. Obrigado por me proporcionarem a melhor parte do meu dia neste ultimo ano. Não posso deixar também de agradecer à Pipa por todas as boleias que me deste nestes anos. Ao Carlos, Neco, Carolina, Rita, TK, Remoaldo, Boxer, Inês, Cátia, Barroselas, Paiva, Bisonte e a todo o pessoal que entrou e estudou comigo muito obrigado pela boa companhia e excelentes momentos proporcionados durante estes anos. Não querendo fazer grandes distinções, quero também deixar um agradecimento especial ao Jorge Paulo por tudo ao longo destes anos e do que ainda virá. Para encerrar este capítulo, deixo também um agradecimento especial à Teresa pela amizade e companhia durante a minha estadia no Brasil que foi uma das melhores fases da minha vida em grande parte por teres estado lá.

Naturalmente não me vou esquecer de outras pessoas que à sua maneira também marcaram este percurso. Queria assim deixar um enorme agradecimento ao André e à Soraia pela amizade desenvolvida naqueles meses e para o resto da vida. E, para encerrar o capítulo do outro lado do oceano, quero deixar um grande agradecimento ao Leo, por tudo o que me mostraste e ajudaste. E claro, pelas boleias para a UFPE.

Apesar da grande importância desta etapa, nunca esquecerei aqueles que já estavam e que continuarão. Quero assim agradecer aos meus amigos Zé (para onde fores morar hei-de ir lá visitar-te), André, Torre, João, Campelo, Rita e Máximo.

Quero também deixar um agradecimento a duas instituições que fiz parte ao longo do meu percurso: a AEFEUP e a Praxe de Mecânica. Da parte da AEFEUP queria deixar um carinho especial ao Finger, o meu eterno presidente e PJ, o meu líder. Obrigado pela inspiração para os anos passados na AEFEUP. Em relação à praxe, queria deixar uma palavra especial ao KK, por seres aquele que esteve sempre comigo neste capítulo, independentemente do resto. Queria também deixar uma palavra especial à minha família de praxe, tanto aos que já lá estavam quando entrei, como a todos os que lá chegaram por mim (claro que em especial aos meus afilhados).

Agradeço também ao projeto NORTE-01-0145-FEDER-000022 - SciTech - Science and Technology for Competitive and Sustainable Industries, cofinanced by Programa Operacional Regional do Norte (NORTE2020), through Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).



## Índice de Conteúdos

Resumo .....	iii
Abstract .....	v
Agradecimentos.....	vii
Índice de Conteúdos .....	ix
Índice de Figuras .....	xi
Índice de Tabelas .....	xv
1 Introdução .....	1
1.1 Enquadramento do Projeto e Motivação .....	1
1.2 Objetivos do Projeto .....	2
1.3 Metodologia.....	2
1.4 Estrutura da Dissertação.....	3
2 Aluminetos de Titânio.....	5
2.1 As ligas TiAl .....	5
2.2 Metalurgia do TiAl .....	7
2.2.1 Diagrama de Fases .....	7
2.2.2 Microestrutura.....	8
2.3 Fatores que Afetam as Propriedades Mecânicas.....	9
2.4 Desenvolvimento de Ligas .....	10
2.5 Técnicas de Processamento das Ligas $\gamma$ -TiAl.....	11
2.6 Aplicações.....	11
3 Corte por Arranque de Apra.....	13
3.1 O Conceito de Maquinabilidade .....	13
3.2 Corte Ortogonal.....	14
3.2.1 Razão de Corte.....	15
3.2.2 Análise de Forças no Corte Ortogonal.....	16
3.2.3 Aproximação do Torneamento ao Corte Ortogonal .....	17
3.2.4 Corte Tridimensional.....	18
3.3 A Apra e o Seu Processo de Formação.....	19
3.3.1 Tipos e Formas de Aparas.....	20
3.4 Ferramentas de Corte .....	22
3.4.1 Materiais Utilizados em Ferramentas de Corte .....	22
3.4.2 Geometrias de Ferramentas de Corte .....	25
3.4.3 Desgaste de Ferramentas de Corte.....	28
3.4.4 Tempo de vida de uma ferramenta.....	31
3.5 Acabamento Superficial .....	32
3.5.1 Rugosimetria.....	32
3.5.2 Parâmetros de Rugosidade .....	34
3.6 Lubrificação e Refrigeração .....	36

3.6.1	Maquinagem ecológica – MQL .....	36
3.7	Torneamento.....	37
3.7.1	Parâmetros de corte .....	38
3.7.2	Forças de Corte .....	38
4	Estudo da Maquinabilidade das Ligas TiAl .....	41
4.1	Análise individual dos diferentes trabalhos .....	42
4.1.1	Trabalho 1.....	42
4.1.2	Trabalho 2.....	44
4.1.3	Trabalho 3.....	45
4.1.4	Trabalho 4.....	51
4.1.5	Trabalho 5.....	54
4.1.6	Trabalho 6.....	56
4.1.7	Trabalho 7.....	58
4.2	Análise Global .....	60
4.3	Seleção das Condições de Teste.....	61
4.3.1	Parâmetros de Corte Utilizados .....	62
4.3.2	Ferramenta Utilizada.....	63
4.3.3	Tipos de Lubrificação Utilizados .....	64
4.3.4	Resumo da Seleção de Parâmetros Experimentais .....	64
5	Trabalho Experimental .....	67
5.1	Material Utilizado.....	67
5.2	Ferramentas de Corte Utilizadas.....	69
5.3	Máquina-Ferramenta Utilizada .....	70
5.4	Parâmetros de Corte Testados .....	71
5.5	Tipo de Lubrificação Utilizada .....	73
5.6	Parâmetros Avaliados .....	74
6	Análise de Resultados.....	77
6.1	Análise das Aparas Obtidas .....	77
6.2	Desgaste das Ferramentas .....	79
6.3	Qualidade Superficial Obtida.....	81
6.3.1	Análise dos Perfis de Rugosidade Medidos.....	84
6.3.2	Análise da Superfície Vista na Lupa .....	86
6.4	Resumo Final do Trabalho Experimental .....	88
7	Conclusões e Trabalhos Futuros .....	89
7.1	Conclusões .....	89
7.2	Trabalhos Futuros .....	90
	Referências .....	91
ANEXO A:	Código das Ferramentas de Corte, Fornecido Pela Sandvik .....	95
ANEXO B:	Catálogo da Liga Utilizada.....	100

## Índice de Figuras

Figura 1 - Comparação da variação do Módulo de elasticidade específico do TiAl com outras ligas (adaptado de [4]).	6
Figura 2 - Comparação da resistência específica do TiAl com outros materiais (adaptado de [4]).	7
Figura 3 - Diagrama de fases do TiAl na zona onde se situam as ligas em estudo (adaptado de [17]).	8
Figura 4 - Estrutura cristalina da fase $\gamma$ (TiAl) ( $L1_0$ ) do lado esquerdo e estrutura cristalina da fase $\alpha_2$ (Ti <sub>3</sub> Al) ( $D0_{19}$ ) do lado direito (adaptado de [3]).	8
Figura 5 - Representação esquemática de algumas das possíveis microestruturas da liga $\gamma$ -TiAl: (a)- estrutura das ligas monofásicas; (b). estrutura duplex; (c)- estrutura completamente lamelar (adaptado de [5]).	9
Figura 6 - Organograma representativo das etapas habituais de processamento das ligas $\gamma$ -TiAl (adaptado de [3]).	11
Figura 7 - Esquematização do modelo de corte ortogonal [28].	14
Figura 8 - Representação da deformação plástica na zona primária em corte ortogonal (adaptado de [23]).	15
Figura 9 - Representação dos sistemas de forças relacionados na teoria do corte ortogonal (adaptado de [21]).	16
Figura 10 - Diagrama de forças do corte ortogonal com relações geométricas (adaptado de [21]).	17
Figura 11 – Ilustração comparativa entre: (a) torneamento; (b) corte ortogonal correspondente [21].	18
Figura 12 - Comparação entre: (a) corte ortogonal; (b) corte tridimensional [23].	19
Figura 13 - Ilustração das duas regiões de deformação no processo de formação de aparas (adaptado de [21]).	20
Figura 14 - Tipos diferentes de aparas: (a) contínua regular; (b) contínua com aparas aderentes; (c) descontínua ou de rotura (adaptado de [23]).	21
Figura 15 - Diferentes formas de aparas, segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [23]).	21
Figura 16 - Comparação de dureza e tenacidade de diferentes materiais utilizados em ferramentas de corte [32].	22

Figura 17 - Representação dos ângulos de posição principal ( $\chi$ ) e secundário ( $\chi_1$ ), assim como do ângulo de ponta ( $\epsilon$ ) [23].....	26
Figura 18 - Representação da influencia da variação do raio de ponta sobre a espessura média da apara.....	27
Figura 19 - Ângulos de ataque, saída e de gume, segundo um determinado plano de medida [23]. ....	27
Figura 20 - Representação esquemática dos ângulos de inclinação da aresta ( $\lambda$ ) e de ataque ( $\gamma$ ) [33]. ....	28
Figura 21 - Desgaste na: (a) face de ataque; (b) de saída [21]. ....	29
Figura 22 - Diferentes influências dos mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte [34]. ....	30
Figura 23 – Esquematisação gráfica do tempo de vida de uma ferramenta de corte [21].....	31
Figura 24 - Valores utilizados para a medição de rugosidades (adaptado de [23]).....	33
Figura 25 - Ilustração do parâmetro de rugosidade média Ra [37]. ....	35
Figura 26 - Ilustração das profundidades individuais cuja média aritmética resulta na profundidade média de rugosidade (Rz), segundo a norma DIN 4768 [23].....	36
Figura 27 - Evolução ecológica dos métodos de lubrificação (adaptado de [23]). ....	37
Figura 28 - Diferentes operações realizáveis no torno [28].....	37
Figura 29 - Esquematisação do ponto de aplicação das forças de contacto no processo de torneamento [23].....	38
Figura 30 - Gráfico de análise de influencia dos parâmetros experimentais nos resultados obtidos (adaptado de [38]).....	43
Figura 31 - Dimensões do chanfro na aresta de corte [42].....	45
Figura 32 - Diferença na morfologia da apara, variando a profundidade de corte e mantendo $V_c=80\text{m/min}$ e $f=0.1\text{mm/rot}$ (adaptado de [42]). ....	46
Figura 33 - Diferença na morfologia da apara, variando a velocidade de corte e ficando $f=0.1\text{mm/rot}$ e $A_p=0.2\text{mm}$ (adaptado de [42]). ....	46
Figura 34 - Valores de rugosidade obtidos com a geometria RCMX [42].....	47
Figura 35 - Comparação do desgaste obtido ao fim de 2.5 segundos de corte nas ferramentas CNMA para as diferentes dimensões de chanfros utilizadas [42].....	48
Figura 36 - Valores de rugosidade obtidos com a ferramenta de geometria CNMA, com parâmetros de corte fixos em $V_c=100\text{m/min}$ , $f=0.1\text{mm/rot}$ e $A_p=0.4\text{mm}$ [42]. ....	48
Figura 37 - Comparação de resultados no inicio e no fim do processo de corte, com maquinagem a seco (1) e maquinagem com arrefecimento criogénico (2) (adaptado de [42]). ....	49
Figura 38 - Variação das forças de corte em função da variação dos parâmetros de corte. Resultados verificados com a ferramenta de geometria RCMX [42].....	49
Figura 39 - Forças de corte obtidas com as ferramentas de geometria CNMA. (1) – maquinagem a seco e ferramenta com chanfro de dimensões $\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma n}=0.50\text{mm}$ ; (2) maquinagem com arrefecimento criogénico e chanfro de dimensões $\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma n}=0.50\text{mm}$ ; (3) maquinagem com arrefecimento criogénico e de aresta afiada. (adaptado de [42]). ....	50
Figura 40 - Variação do desgaste das ferramentas em função do aumento da velocidade de corte. Os valores de avanço e profundidade de corte foram fixados em $0.1\text{mm/rot}$ e $0.2\text{mm}$ ,	



respetivamente. Resultados verificados para ensaios com ferramentas de geometria RCMX (adaptado de [42]).	50
Figura 41 - Valores de desgaste obtidos ao fim de 10 segundos de corte, com os parâmetros fixos em: $V_c=80\text{m/min}$ ; $f=0.1\text{mm/rot}$ ; $A_p=0.25\text{mm}$ [48].	51
Figura 42 - Variação das forças de corte com o tipo de lubrificação utilizado, utilizando os parâmetros anteriormente fixados e um tempo de corte de 10 segundos [48].	52
Figura 43 - Resultados de rugosidade superficial obtidos com os diferentes tipos de lubrificação, com parâmetros de corte fixos ( $V_c=80\text{m/min}$ ; $f=0.1\text{mm/rot}$ ; $A_p=0.25\text{mm}$ ) [48].	52
Figura 44 - Forças de corte obtidas com parâmetros fixados, em diferentes ambientes de lubrificação, utilizando a pastilha CNMA120408 [48].	53
Figura 45- Comparação dos diferentes valores de desgaste das ferramentas com parâmetros fixados, em diferentes ambientes de lubrificação, utilizando a pastilha CNMA120408 [48].	53
Figura 46 - Curva de Tensão vs Extensão dos materiais em comparação, obtida através da realização de ensaios de tração [64].	54
Figura 47 - Comparação de várias propriedades mecânicas das ligas estudadas [64].	55
Figura 48 - Resultados de desgaste das ferramentas nos diferentes materiais, sujeitos às mesmas condições de corte [64].	55
Figura 49 - Valores de rugosidade superficial obtidos nos testes de maquinabilidade das três ligas [64].	56
Figura 50 - Avaliação do desgaste com parâmetros fixos e com a variação da velocidade de corte, analisando ambiente seco, lubrificação normal e MQL. Análise feita para a ferramenta RCMT 1204 [50].	57
Figura 51 - Rugosidade superficial obtida com os diferentes tipos de lubrificação, com parâmetros de corte fixados em $V_c=40\text{m/min}$ ; $f=0.1\text{mm/ver}$ e $A_p=0.3\text{mm}$ . [50].	58
Figura 52 - Desenvolvimento do desgaste das ferramentas em função do tempo de maquinagem. [43].	59
Figura 53 - Comparação das superfícies obtidas com: (a) ferramenta após falha; (b) Ferramenta normal. [43].	59
Figura 54 - Geometrias mais utilizadas: (a) - geometria rômbricas (designação C); (b) - geometria redonda (designação R) [33].	63
Figura 55 - Fotografia do varão utilizado nos ensaios de torneamento, já após os ensaios. ....	69
Figura 56 - Representação esquemática da pastilha de corte utilizada, com o pormenor da aresta de corte. ....	69
Figura 57 - Fotografia do porta-ferramentas utilizado. ....	70
Figura 58 - Torno utilizado na realização do trabalho experimental.....	70
Figura 59 - Método experimental de lubrificação. ....	73
Figura 60 - Montagem do provete de teste no rugosímetro para efetuar as medições de rugosidade.....	74
Figura 61 - Microscópio utilizado para ver as superfícies geradas no trabalho experimental. ....	75
Figura 62 - Montagem do provete de teste no rugosímetro.....	81
Figura 63 - Esquematização das medições dos perfis de rugosidade efetuadas. ....	82

Figura 64 - Valores de rugosidade média (Ra) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.25mm. ....	82
Figura 65 -Valores de rugosidade média (Ra) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.5 mm. ....	83
Figura 66 - Valores de profundidade média de rugosidade (Rz) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.25 mm. ....	83
Figura 67 - Valores de profundidade média de rugosidade (Rz) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.5 mm. ....	84
Figura 68 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com $V_c=27.6$ m/min e $A_p=0.25$ mm, medição (1). ....	84
Figura 69 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com $V_c=27.6$ m/min e $A_p=0.5$ mm, medição (1). ....	85
Figura 70 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com $V_c=54.4$ m/min e $A_p=0.25$ mm medição (3). ....	85
Figura 71 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com $V_c=54.4$ m/min e $A_p=0.5$ mm medição (2). ....	85
Figura 72 - Perfil de rugosidade obtido com $V_c=77.8$ m/min e $A_p=0.25$ mm.....	85
Figura 73 - Perfil de rugosidade obtido com $V_c=77.8$ m/min e $A_p=0.5$ mm.....	86
Figura 74 - Resumo do trabalho desenvolvido para a realização da dissertação. ....	88

## Índice de Tabelas

Tabela 1 - Comparação das propriedades de diferentes materiais (adaptado de [5], [10], [13], [14]).	6
Tabela 2 - Diferentes elementos de liga utilizados e a sua influência nas propriedades da liga [10], [14].	10
Tabela 3 - Componentes projetados para serem produzidos em TiAl (adaptado de [2], [10]).	12
Tabela 4 - Conversão de conceitos de torneamento e corte ortogonal [21].	18
Tabela 5 - Comparação de propriedades mecânicas dos diferentes materiais para ferramentas de corte (adaptado de [23]).	23
Tabela 6 - Composição química e propriedades mecânicas dos carbonetos sinterizados [23].	24
Tabela 7 - Combinações mais comuns de revestimentos com carbonetos [23].	25
Tabela 8 - Valores limite do desgaste de ferramentas (adaptado de [23]).	30
Tabela 9 - Ordens de grandeza dos defeitos geométricos (adaptado de [23]).	32
Tabela 10 - Valores do comprimento de base, de acordo com a norma ISO 4288 1992 (adaptado de [35]).	34
Tabela 11 - Lista de trabalhos analisados mais aprofundadamente para obtenção dos parâmetros experimentais.	42
Tabela 12 - Parâmetros de corte utilizados no estudo de Zang, et. al. [38].	43
Tabela 13 - Ferramentas utilizadas por Zang, et. al. [38].	43
Tabela 14 - Parâmetros de corte utilizados pelo autor no seu trabalho. [41].	44
Tabela 15 - Resultados obtidos no torneamento de TiAl por Beranoagirre, et. al. [41].	44
Tabela 16 - Parâmetros de corte utilizados por Klocke, et. al., na primeira parte do seu trabalho [42].	45
Tabela 17 - Diferentes chanfros utilizados e respectivas dimensões [42].	45
Tabela 18 - Morfologias de aparas obtidas com parâmetros de corte fixos e variando o chanfro da ferramenta e o tipo de lubrificação [42].	47
Tabela 19 - Parâmetros utilizados para os melhores resultados obtidos nos diferentes trabalhos.	60
Tabela 20 - Parâmetros utilizados para obter os melhores resultados observados de desgaste das ferramentas utilizadas.	61

Tabela 21 - Parâmetros de corte utilizados nos trabalhos estudados.....	62
Tabela 22 - Parâmetros de corte selecionados para o trabalho experimental.....	63
Tabela 23 - Códigos das pastilhas de corte utilizadas pelos diferentes autores nos trabalhos analisados mais aprofundadamente (significado do código no Anexo B).....	64
Tabela 24 - Parâmetros experimentais selecionados. ....	65
Tabela 25 - Composição química da liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].....	67
Tabela 26 - Impurezas presentes na liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].....	68
Tabela 27 - Propriedades da liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].....	68
Tabela 28 - Tabela inicial de parâmetros de corte a utilizar.....	71
Tabela 29 - Velocidades de rotação disponíveis no torno utilizado e respectivos avanços. ....	72
Tabela 30 - Conjunto de ensaios a efetuar com parâmetros calculados de acordo com as especificações da máquina.....	72
Tabela 31 - Ensaios de torneamento realizados. No 4º e no 8º ensaio, a ferramenta partiu mal entrou em contacto com a peça. ....	77
Tabela 32 - Aparas obtidas no trabalho experimental realizado. ....	78
Tabela 33 - Estado final das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios. ....	80
Tabela 34 - Fotografias das diferentes superfícies geradas no trabalho experimental. ....	87

## 1 Introdução

---

### 1.1 Enquadramento do Projeto e Motivação

No panorama atual de produção de componentes com objetivo de utilização na indústria aeroespacial, a procura de novos materiais surge como um dos principais focos de investigação, uma vez que uma melhoria nas propriedades dos materiais utilizados pode representar uma grande melhoria nos rendimentos energéticos obtidos, por exemplo, nos motores a jato.

O projeto da Análise da Maquinabilidade de Aluminetos de Titânio surge então da necessidade constante de melhoria da indústria, nomeadamente da indústria aeroespacial, que representa a grande parte da sua utilização. Com a evolução dos motores a jato, a necessidade de materiais que consigam manter ao máximo as suas propriedades a altas temperaturas torna-se algo ao mesmo tempo indispensável e difícil de atingir.

Dada esta necessidade, tem sido feito um estudo mais aprofundado sobre as ligas  $\gamma$ -TiAl uma vez que estas apresentam um excelente compromisso entre baixa densidade e boas propriedades mecânicas, sendo de destacar o facto de manterem as suas propriedades a elevadas temperaturas[1]–[4].

Apesar das suas boas características, estas ligas têm mostrado ser materiais muito difíceis de trabalhar pois as suas propriedades, principalmente a sua baixa ductilidade à temperatura ambiente (<2%) tornam o seu processamento muito complicado pois muito facilmente aparecem fendas superficiais que podem tornar as peças obtidas em peças com defeito e, consequentemente, peças inutilizáveis [4], [5]. Dadas estas características, as ligas  $\gamma$ -TiAl são bastante mais difíceis de maquinar do que as ligas de titânio comercialmente disponíveis (sendo a mais comum o Ti-6Al-4V)[6].

A utilização de parâmetros de corte mais restritos e condições de corte controladas torna-se assim algo indispensável quando se tenta maquinar este material, uma vez que a sua maquinabilidade é de facto muito baixa e a ideia de fazer peças com formas complexas, como componentes de motores é algo bastante atrativo [6], [7].

E, neste sentido, surge a ideia para o desenvolvimento deste trabalho. Sendo este um material com boas perspetivas de utilização, mas com algumas falhas ao nível do seu manuseamento há uma necessidade de investigação acerca de possíveis melhorias na maquinagem do material de modo a torná-lo cada vez mais uma opção válida para utilização em motores, tanto para a indústria aeroespacial como possivelmente, no futuro, para a indústria automóvel.

## 1.2 Objetivos do Projeto

Tendo como principal objetivo uma análise inicial da maquinabilidade do material, a principal tarefa a realizar nesta dissertação passa por conseguir fazer torneamento de provetes da liga em estudo, com bom acabamento superficial, tentando conjugar com um baixo desgaste das ferramentas utilizadas, sendo necessária uma otimização dos parâmetros de corte utilizados durante o trabalho experimental.

Tenha-se em atenção que a maquinabilidade é um conceito que não pode ser visto como uma propriedade intrínseca do material, mas sim uma propriedade qualitativa, ou seja, uma propriedade que expressa a dificuldade que um profissional da área teria em obter uma peça neste material. Assim sendo, e tendo em conta que este material possui uma fraca maquinabilidade, pretende-se obter um conjunto de parâmetros que possam servir como referência para fazer torneamento nestas ligas.

Assim sendo, no contexto da realização do trabalho, é necessário ter em conta que o estudo que se pretende efetuar passa pela definição inicial dos parâmetros de corte e posterior análise dos resultados, sendo que esta passará, de uma maneira geral, pelos seguintes parâmetros:

- Análise da variação de parâmetros de corte;
- Qualidade superficial da peça maquinada;
- Formato das aparas obtidas;
- Análise do desgaste das ferramentas.

## 1.3 Metodologia

A metodologia adotada passou, inicialmente, por uma abordagem teórica acerca da liga e dos processos de corte por arranque de aparas.

De seguida foi efetuada uma análise aprofundada acerca de vários trabalhos realizados acerca da maquinagem de ligas  $\gamma$ -TiAl, tendo havido um especial foco em trabalhos sobre torneamento.

Após essa análise foram definidos parâmetros experimentais de modo a tentar efetuar torneamento da liga com bom acabamento superficial, tentando com isso conjugar um baixo desgaste das ferramentas utilizadas.

Por fim foi feita uma análise acerca dos resultados obtidos, contrastando-os com os resultados de outros autores.

## 1.4 Estrutura da Dissertação

A dissertação é composta por um total de sete capítulos, sendo que estão divididos de acordo com a seguinte estrutura:

- **Capítulo 1, “Introdução”:** é realizado um breve enquadramento do projeto e descrito o método de trabalho;
- **Capítulo 2, “Aluminetos de Titânio – Revisão”:** é feita uma pequena revisão bibliográfica acerca do material em estudo de modo a apresentar as principais considerações sobre este tipo de liga;
- **Capítulo 3, “Corte por Arranque de Apara – Generalidades”:** é feita uma apresentação dos conceitos teóricos acerca do corte por arranque de apara, tendo como principal objetivo uma revisão dos conceitos abordados ao longo do trabalho;
- **Capítulo 4, “Análise Comparativa de Vários Estudos Sobre o Tema”:** é feita uma abordagem a uma série de trabalhos sobre maquinabilidade de aluminetos de titânio, com objetivo de conhecer melhor o seu comportamento quando sujeitos a ensaios de maquinagem. É feita inicialmente uma análise individual de vários trabalhos e posteriormente é feita uma comparação dos parâmetros testados e dos resultados obtidos nesses trabalhos.
- **Capítulo 5, “Trabalho Experimental”:** é feita uma descrição do procedimento experimental, desde uma caracterização do material utilizado aos parâmetros de corte em teste e máquina-ferramenta usada;
- **Capítulo 6, “Análise de Resultados Obtidos”:** são discutidos os resultados experimentais e comparados com os resultados obtidos com autores de trabalhos do mesmo género, tendo um maior foco na qualidade das superfícies geradas;
- **Capítulo 7, “Conclusões e Trabalhos Futuros”:** são apresentadas as conclusões retiradas da realização da presente dissertação, bem como a sugestão de possíveis trabalhos futuros sobre o tema.





## 2 Aluminetos de Titânio

---

Este capítulo visa um enquadramento teórico acerca das ligas em estudo, os aluminetos de titânio, normalmente referidos como TiAl. Irão ser abordadas as suas propriedades gerais, a sua metalurgia, as propriedades mais importantes, técnicas de processamento e aplicações gerais.

### 2.1 As ligas TiAl

Os Aluminetos de Titânio (TiAl) são ligas que continuam a atrair muitas atenções dentro da comunidade científica devido à sua combinação única de propriedades que alia a uma baixa densidade uma elevada resistência, sendo que para além disso ainda têm a capacidade de manter essas propriedades a elevadas temperaturas [4], [8], como se pode observar na Figura 1 e na Figura 2.

Estas ligas são ligas intermetálicas, que se definem como sendo ligas compostas por dois metais diferentes e cujas propriedades e estrutura cristalina são completamente diferentes dos metais que a originam [9]–[11]. Normalmente este tipo de ligas tem uma malha cristalina ordenada e compacta com uma estrutura atômica muito bem definida, sendo que isso faz com que as ligas tenham normalmente uma elevada resistência mecânica, e mantêm essa propriedade mesmo com um aumento acentuado da temperatura de utilização [10].

As ligas TiAl têm características típicas dos intermetálicos, das quais se destacam [2]–[5], [8], [12]:

- Elevado ponto de fusão (1460 °C);
- Baixa densidade;
- Boa resistência estrutural;
- Boa resistência à oxidação e corrosão;
- Boa resistência à chama.

Na Tabela 1 comparam-se os valores de algumas das propriedades do material estudado com outros materiais de aplicações semelhantes.

Tabela 1 - Comparação das propriedades de diferentes materiais (adaptado de [5], [10], [13], [14]).

Propriedade	Unidade	$\gamma$ -TiAl	NiCr	Superligas (valores gerais)
Densidade	$\text{g/cm}^3$	3.80	8.21-8.29	8.3
Módulo de Young	GPa	150-175	211-222	206
Ductilidade à temperatura ambiente	%	2	15-20	15
Temperatura de fusão	$^{\circ}\text{C}$	1460	1390	1400
Condutividade térmica	$\text{W/mK}$	22	12	15
Tensão de cedência	$\text{N/mm}^2$	400-650	690-763	1000
Tensão de rotura	$\text{N/mm}^2$	450-800	1030-1140	1200

Para além das propriedades referidas é de extrema importância o comportamento a elevadas temperaturas, sendo dos materiais que mais resiste ao aumento da temperatura, como se verifica nas Figura 1 e 2, verificando assim o comportamento mais comum do TiAl.

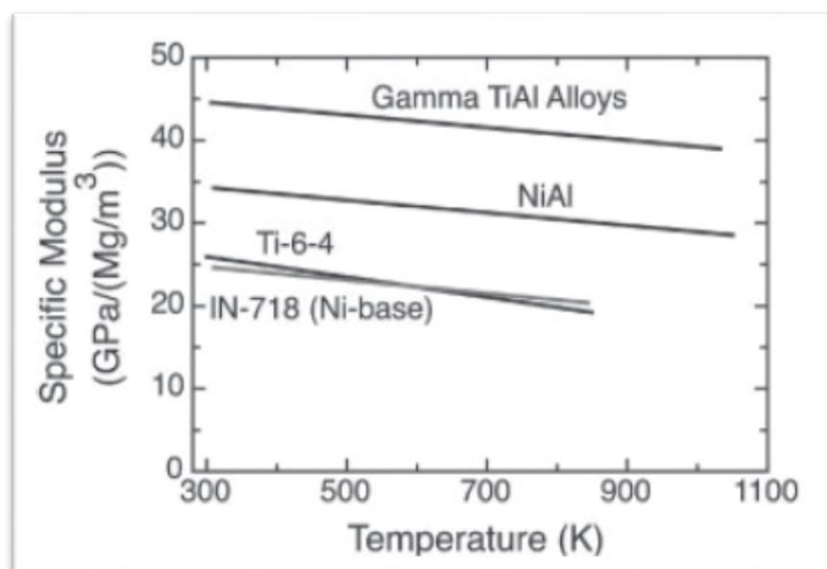


Figura 1 - Comparação da variação do Módulo de elasticidade específico do TiAl com outras ligas (adaptado de [4]).

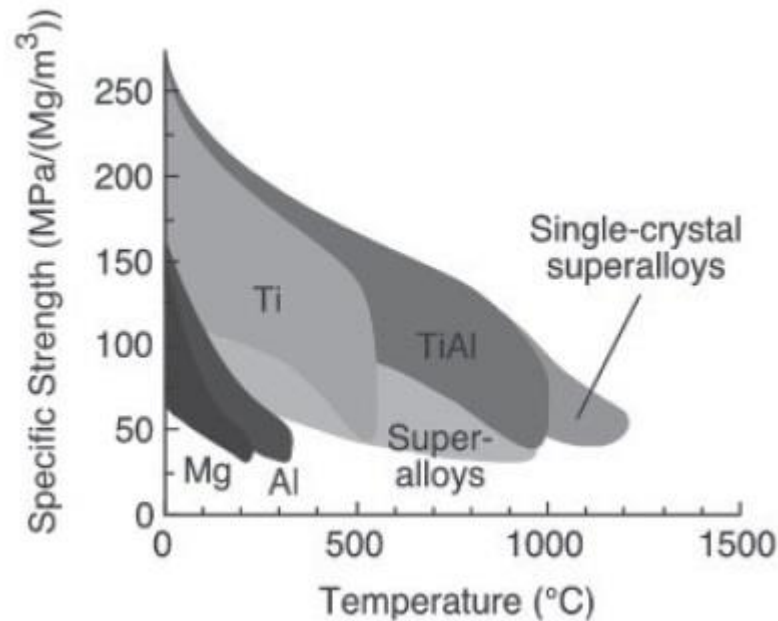


Figura 2 - Comparação da resistência específica do TiAl com outros materiais (adaptado de [4]).

## 2.2 Metalurgia do TiAl

Os aluminetos de titânio enquadram-se, como já foi referido, num grupo de ligas que são as ligas intermetálicas. As suas características denunciam que à partida será um desafio produzir qualquer tipo de peça nesta liga. Isto verifica-se pelo facto de estar a haver uma investigação acerca destas ligas desde os anos 50 e apenas recentemente foram incorporadas peças deste material nos motores GEnx™ da General Electric® [15], [16].

### 2.2.1 Diagrama de Fases

No que concerne à sua composição, as ligas com interesse tecnológico têm genericamente entre 40% e 48% (% at.) de alumínio. Pela análise do diagrama de fases do titânio-alumínio, na Figura 3, observam-se duas subcategorias de ligas na zona de solidificação completa: as ligas monofásicas ( $\gamma$ ) e as ligas bifásicas ( $\gamma + \alpha_2$ ). A sua fronteira ocorre a uma percentagem de alumínio de aproximadamente 49%, estando suscetível a ligeiras variações com a presença dos diferentes elementos de liga [5], [17].

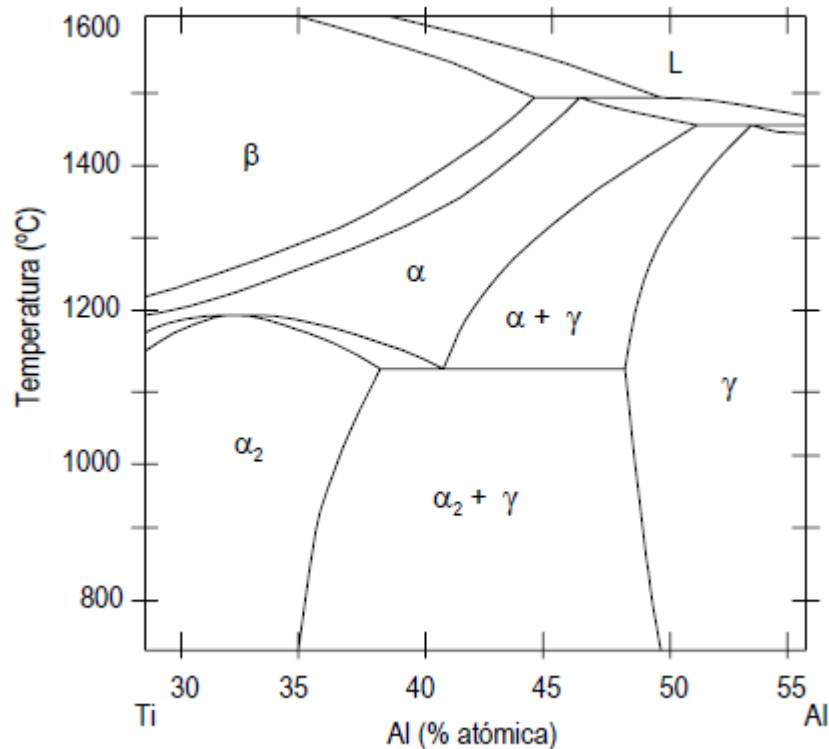


Figura 3 - Diagrama de fases do TiAl na zona onde se situam as ligas em estudo (adaptado de [17]).

Falando da sua estrutura atômica, estas ligas apresentam, normalmente dois tipos diferentes de estruturas, sendo que a fase  $\gamma$ (TiAl) apresenta uma organização do tipo tetragonal de faces centradas ( $L1_0$ ) e a fase  $\alpha_2$ (Ti<sub>3</sub>Al)( $D0_{19}$ ) apresenta uma estrutura hexagonal ordenada, representadas na Figura 4 [11].

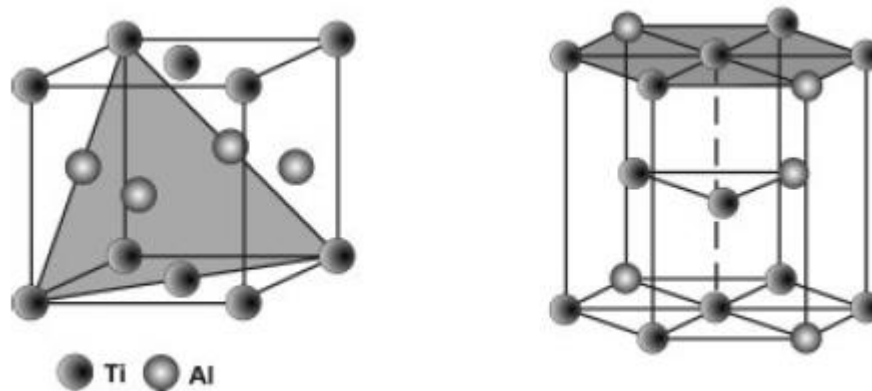


Figura 4 - Estrutura cristalina da fase  $\gamma$ (TiAl) ( $L1_0$ ) do lado esquerdo e estrutura cristalina da fase  $\alpha_2$ (Ti<sub>3</sub>Al) ( $D0_{19}$ ) do lado direito (adaptado de [3]).

### 2.2.2 Microestrutura

Genericamente pode dividir-se as ligas  $\gamma$ -TiAl em dois grupos diferentes, mediante a sua microestrutura: as ligas monofásicas e as ligas bifásicas. Tal como é comum na metalurgia, através de tratamento térmico é possível fazer um controlo microestrutural da liga, afetando as suas propriedades de modo a adaptá-las à necessidade pretendida [9].

O estudo das ligas monofásicas pode ser descartado à partida uma vez que a sua estrutura, que consiste em grãos equiaxiais com cerca de 50  $\mu\text{m}$ , tem um conjunto de propriedades e difíceis de controlar, quer através de tratamento térmico, quer através de adição de elementos de liga. [9]

No que diz respeito às ligas bifásicas, é possível a divisão em quatro subgrupos: near- $\gamma$ ; parcialmente lamelar, totalmente lamelar e duplex. Estas estruturas são obtidas através de recozimento a diferentes temperaturas de uma liga com composição genérica Ti-(45-49)Al [9], [18]. As diferentes microestruturas conferem diferentes propriedades nas ligas, sendo que por exemplo, a microestrutura lamelar pode levar a um refinamento da malha, obtendo-se assim uma melhoria na ductilidade [19]. Na Figura 5 encontram-se representadas algumas das possíveis configurações das microestruturas encontradas em ligas  $\gamma$ -TiAl

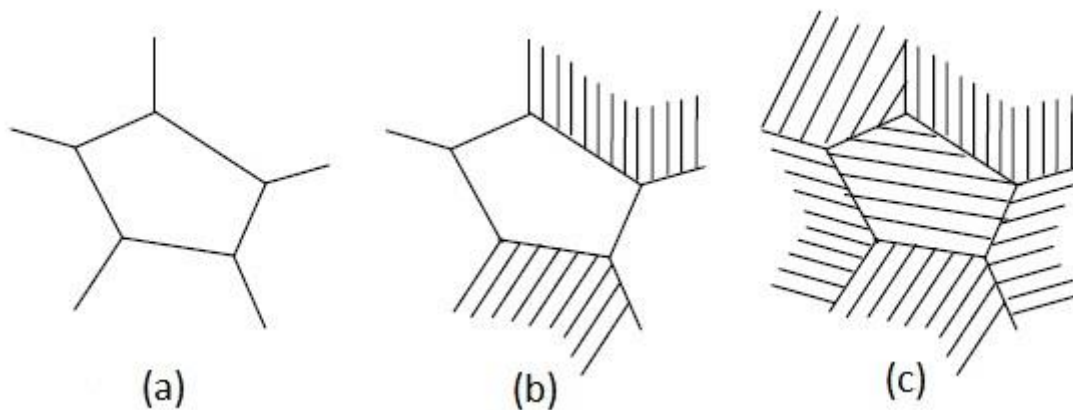


Figura 5 - Representação esquemática de algumas das possíveis microestruturas da liga  $\gamma$ -TiAl: (a)- estrutura das ligas monofásicas; (b). estrutura duplex; (c)- estrutura completamente lamelar (adaptado de [5]).

### 2.3 Fatores que Afetam as Propriedades Mecânicas

As ligas bifásicas  $\gamma$ -TiAl são bastante suscetíveis a alterações microestruturais, uma vez que pequenas alterações levam a mudanças no seu comportamento mecânico. Por exemplo, uma microestrutura duplex promove boa ductilidade e resistência à temperatura ambiente, mas uma microestrutura completamente lamelar obtém melhores propriedades a elevadas temperaturas.

Em relação à ductilidade, a microestrutura duplex é aquela que favorece o seu valor mais elevado. Nas ligas bifásicas, o controlo da ductilidade é normalmente dependente de vários fatores, nomeadamente o tamanho de grão, o rácio entre colónias lamelares e grãos  $\gamma$ , alterações nas dimensões da estrutura atômica e presença de impurezas. Uma diminuição no tamanho de grão conduz a um aumento da ductilidade. Por sua vez, o rácio lamelar/ $\gamma$  que melhores valores de ductilidade potencia é entre 0.3 e 0.4. Estes valores são controlados pela concentração de alumínio, sendo que quanto maior for a concentração de alumínio, maior será a ductilidade da liga [10], [14].

Quanto à resistência à fluência, esta propriedade normalmente está associada à quantidade de alumínio e à microestrutura apresentada. Normalmente maiores concentrações de alumínio irão conduzir a melhores valores de resistência à fluência. Quanto à microestrutura, a que conduz a melhores valores seria a completamente lamelar, no entanto este tipo de microestrutura apresenta os piores valores de ductilidade, havendo um esforço de conjugar o cenário ideal para a melhor conjugação entre as duas propriedades [10], [14].

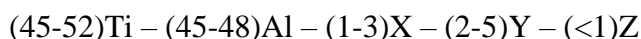
Em relação à resistência à fadiga, as alterações provocadas pela microestrutura são muito idênticas às alterações da ductilidade, tendo, no entanto, a diferença de haver um maior crescimento de fendas na microestrutura duplex em relação à microestrutura completamente lamelar. Até 800  $^{\circ}\text{C}$  a microestrutura duplex de grão fino obtém maior resistência à fadiga,

sendo que, acima dessa temperatura, é preferível uma microestrutura completamente lamelar [10], [14].

Em relação à sua resistência mecânica, nomeadamente à sua tensão de cedência, o seu valor é inversamente proporcional ao valor do tamanho de grão [10], [14].

## 2.4 Desenvolvimento de Ligas

As ligas TiAl demonstram boas melhorias com a adição de certos elementos de liga. Como tal, o efeito dos diferentes elementos vem sendo estudado, sendo que atualmente, os elementos utilizados podem ser divididos em três grupos diferentes. As ligas trabalhadas atualmente têm a designação de ligas de 3ª geração devido a esta constituição e têm, por norma, a seguinte constituição (at%) [10], [11], [14]:



Onde o X, o Y e o Z representam as três categorias de elementos de liga que costumam ser adicionados.

Os elementos do grupo X normalmente têm a finalidade de aumentar a ductilidade do material. Os elementos normalmente utilizados são o cromo, manganês e vanádio.

Os elementos do grupo Y são normalmente o nióbio, o tântalo, tungstênio ou molibdênio, e servem para aumentar propriedades como a resistência à fadiga e à oxidação a altas temperaturas. Aqui destaca-se o Nióbio, uma vez que a sua concentração varia bastante no desenvolvimento das ligas, uma vez que a variação da sua quantidade promove bastantes alterações nas propriedades da liga. Altas concentrações de nióbio (5 a 10%) levam ao aumento da resistência mecânica a elevadas temperaturas e a um aumento da temperatura máxima de funcionamento [20].

Já os elementos do grupo Z, normalmente o boro ou o carbono, são utilizados para refinar o grão obtido, permitindo a obtenção de microestruturas lamelares ou duplex com grão mais fino.

Na Tabela 2 estão referidos os diferentes elementos de liga que são normalmente encontrados nas ligas TiAl bem como o seu efeito nas propriedades do material.

Tabela 2 - Diferentes elementos de liga utilizados e a sua influência nas propriedades da liga [10], [14].

Elemento	Efeito como elemento de liga
Nióbio	Aumenta a resistência à oxidação e à fluência em pequenas concentrações (<5%), e aumenta as mesmas propriedades a altas temperaturas em concentrações elevadas (5 a 10%)
Tântalo	Aumenta resistência à oxidação e à fluência, e baixa a tendência à obtenção de fraturas
Vanádio	Aumenta a ductilidade
Tungstênio	Melhora a resistência à oxidação e fluência
Boro	Refinador de grão
Carbono	Melhora a resistência à oxidação e fluência
Crômio	Melhora a ductilidade em baixas concentrações; em altas concentrações (>8%) melhora a resistência à oxidação
Manganês	Melhora a ductilidade
Molibdênio	Melhora a resistência à oxidação, fluência e resistência mecânica

## 2.5 Técnicas de Processamento das Ligas $\gamma$ -TiAl

No subcapítulo anterior é referido que o controlo microestrutural destas ligas é importante para as suas propriedades finais, o que significa que a maneira como elas são obtidas é importante no conjunto final de propriedades que vão apresentar. Como tal, torna-se conveniente efetuar um estudo sobre o seu processamento, de modo a ter noção como é produzida a liga.

Dentro dos diferentes métodos de processamento torna-se evidente a divisão em dois grandes grupos: Fusão e metalurgia dos pós (PM) [3], [18].

Com os avanços tecnológicos ao nível dos processos de fabrico, a obtenção de lingotes torna-se cada vez mais precisa sendo atualmente o processo de refusão por arco em vácuo (VAR) o melhor para o efeito. Para lhe dar a sua forma, os lingotes serão posteriormente forjados. No que concerne à tecnologia de *PM* o mais comum é utilizar o processo de prensagem isostática a quente (HIP) para compactar o pó metálico e posteriormente, através de tratamentos térmicos, obter o lingote e mesmo as peças com as características pretendidas [3], [4].

Na Figura 6 apresenta-se um organograma explicativo das técnicas de processamento mais comuns para obtenção de ligas TiAl.

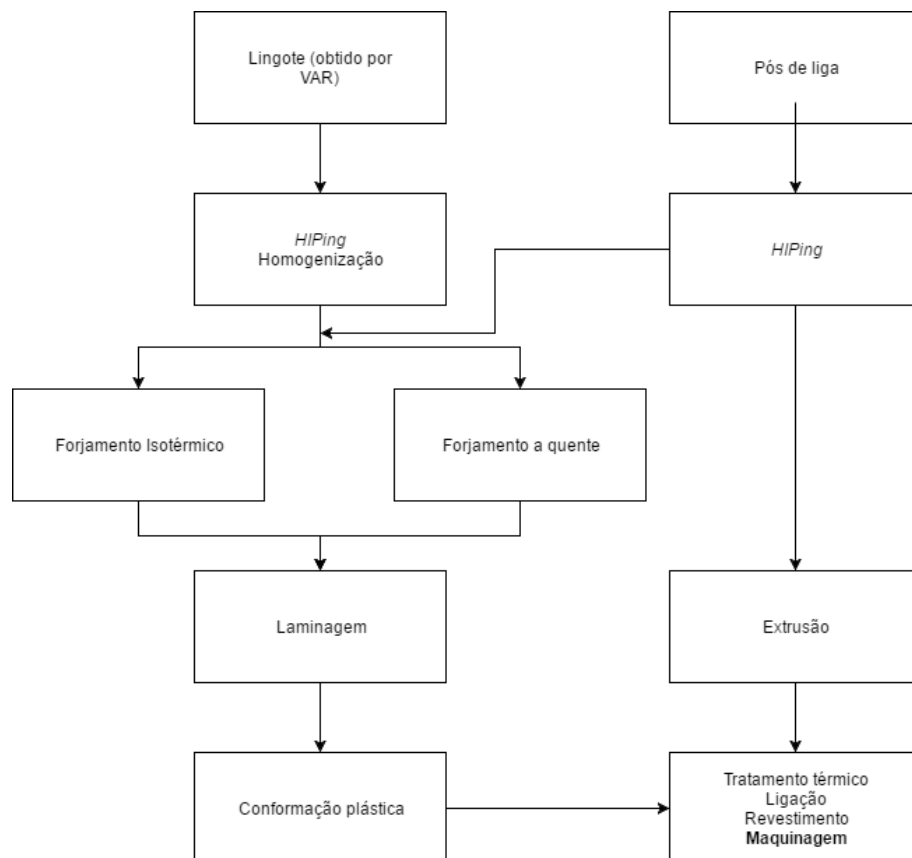


Figura 6 - Organograma representativo das etapas habituais de processamento das ligas  $\gamma$ -TiAl (adaptado de [3]).

## 2.6 Aplicações

A principal indústria de aplicação das ligas  $\gamma$ -TiAl é na indústria aeroespacial, mais concretamente na conceção de certos componentes de motores a jato. Há três pontos muito a favor da utilização destas ligas em componentes de motores [1]:

- A rigidez específica destas ligas é 50% superior em relação às superligas em geral, o que vai alterar a frequência natural dos componentes para valores mais altos, o que se demonstra benéfico em componentes estruturais;
- A boa resistência à fadiga e fluência a temperaturas na ordem dos 600-800 °C pode levar à sua utilização em componentes atualmente feitos de ligas à base de níquel, que apresentam densidades superiores, reduzindo assim o peso dos componentes;

Estas características fazem com que estes materiais se tornem bastante atrativos para substituir as superligas de níquel em turbinas de baixa pressão, uma vez que, apesar de terem uma resistência mecânica mais baixa, têm valores suficientes para a conceção dessas peças e são mais leves, o que se torna um ponto muito grande a favor da sua utilização [1], [2], [10].

Atualmente as ligas encontram-se em utilização no motor GENex da General Electric, sendo o material que constitui as turbinas de baixa pressão do motor. Está a ser estudada a possibilidade de as utilizar noutros motores [1], [2], [10].

Para além de turbinas de baixa pressão, é prevista a utilização destas ligas em mais uma série de componentes dos mais diversos veículos, referidos na Tabela 3.

Tabela 3 - Componentes projetados para serem produzidos em TiAl (adaptado de [2], [10]).

<b>Veiculo</b>	<b>Componente</b>
<b>Misseis <i>Tomahawk</i></b>	Turbocompressor, sistema de escape
<b>Helicopetro <i>Boeing-Sikorsky RAH-66 Comanche</i></b>	Sistema de escape
<b><i>Lockheed Martin F-22 Raptor</i></b>	Componentes do motor, sistema de escape de gases
<b><i>Military space plane</i></b>	Escudo de proteção térmica (TPS), componentes estruturais sujeitos a elevadas temperaturas
<b><i>Re-usable Launch Vehicles (RVL's)</i></b>	TPS, componentes estruturais sujeitos a elevadas temperaturas



### 3 Corte por Arranque de Apara

---

#### 3.1 O Conceito de Maquinabilidade

A maior parte dos componentes utilizados na indústria que possuam superfícies técnicas funcionais necessitam da utilização dos diferentes processos de maquinagem, seja para acabamento superficial ou para tolerâncias geométricas exigidas para a função a desempenhar.

Assim surge o conceito de maquinabilidade, que avalia a facilidade (ou dificuldade) existente para maquinar um material por arranque de apara, utilizando as ferramentas e condições apropriadas para o corte [21]. Os critérios normalmente considerados para analisar a maquinabilidade de um material são os seguintes [21], [22]:

- Tempo de vida da ferramenta;
- Forças de corte;
- Acabamento superficial obtido;
- Facilidade de evacuar a apara;
- Temperatura na zona de corte;
- Taxa de remoção de material.

Apesar de estar desta maneira definido, e de haver já mais de um século de pesquisa feita sobre o assunto, ainda existe uma definição universal deste conceito que seja completamente aceite em toda a comunidade. Isto explica-se pela complexidade do conceito que analisa diferentes parâmetros, sendo que os diferentes autores dão importâncias diferentes aos parâmetros em estudo [21], [23].

Uma das definições mais utilizadas para quantificar a maquinabilidade é estabelecida por Groover [21], que define um índice de maquinabilidade por comparação ao aço AISI B1112. Esta comparação dá a este material um índice de 1.00 e, através da análise de uma série de parâmetros, dá um valor à maquinabilidade dos materiais em teste, podendo este valor ser maior que 1.00 no caso do material em teste ter uma melhor maquinabilidade do que o aço utilizado para a comparação. Este critério tem como base a equação de Taylor para tempo de vida de ferramentas (equação (1)).

$$V_c \cdot T^n = C \quad (1)$$

Onde  $V_c$  representa a velocidade de corte [m/min],  $T$  o tempo de vida da ferramenta [min] e  $n$  e  $C$  são parâmetros que variam com a profundidade de corte, com o avanço e com os materiais envolvidos no processo, tanto da ferramenta como do material a maquinar.

### 3.2 Corte Ortogonal

Sendo o fenómeno do corte por arranque de aparta algo complexo, desde cedo que na investigação sobre o assunto foram procurados métodos para simplificar a sua análise. A investigação permitiu a criação de um modelo físico/matemático que, baseado numa série de hipóteses, permita traduzir este fenómeno. Assim, na década de 40, Merchant [24], [25], Piispanen [26] e Drucker [27] editaram uma série de pesquisas que permitiram o início de uma vasta investigação, que tem vindo sucessivamente a ser melhorada, com vista a uma melhor compreensão e mais fácil análise dos processos de corte por arranque de aparta.

O ponto de partida de todos estes trabalhos foi considerar o corte ortogonal. Quer isto dizer que a direção efetiva de corte é perpendicular à aresta de corte. Assim sendo, a aparta sai perpendicular à aresta e sofre uma deformação plana, fazendo assim com que o fenómeno tenha uma representação plana, o que vai facilitar bastante o seu estudo. Na Figura 7 encontra-se a esquematização desta teoria.

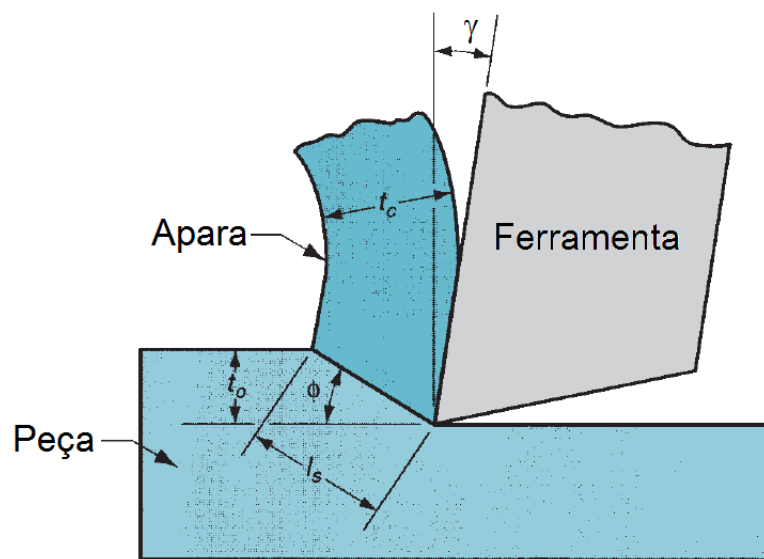


Figura 7 - Esquematização do modelo de corte ortogonal [28].

Para além do que já foi referido, foram também considerados uma série de postulados da teoria de corte, justificados pela simplificação que introduzem na análise do problema [21], [23]:

- O material a maquinar é homogéneo, isotrópico e idealmente plástico, isto é, a deformação elástica é desprezável. O material não encrua. Uma vez atingido o limite elástico, a deformação plástica inicia-se e prossegue até à rotura sem aumento da tensão de corte;
- A formação da aparta é um fenómeno estacionário (quando na realidade se trata de um fenómeno periódico) e a aparta é regular (o que nem sempre é verdade);
- A deformação da aparta é uma deformação plana e o comprimento da aresta de corte é superior à largura de corte;
- As resistências ao corte reduzem-se à deformação plástica da aparta no plano de corte ou escorregamento e à força de atrito na face de ataque, proporcional à componente normal da força (atrito de Coulomb);
- A ação da ferramenta de corte sobre a peça (ou a reação desta sobre aquela que é igual e oposta) reduz-se a uma força aplicada na aresta de corte.

Para além destes postulados, há que ter em consideração que existem outras simplificações feitas neste modelo. Não é considerado o efeito da temperatura nas características da peça a

maquinar, deformações elásticas da peça ou da ferramenta, a energia superficial de deformação das novas superfícies resultantes do corte ou o efeito do desgaste na geometria de corte [23].

É importante referir que, apesar de todas estas simplificações, este é um bom modelo matemático para abordar o corte por arranque de apra e que, apesar de ser estudado no plano (bidimensional), os resultados obtidos podem ser aplicados ao corte tridimensional [29].

### 3.2.1 Razão de Corte

Considerando as simplificações adotadas no modelo de corte ortogonal, a deformação plástica irá ocorrer segundo o plano  $\pi$ , em condições de deformação plana (Figura 8). A ação da ferramenta traduz-se numa força resultante,  $R_c$ , que se pode considerar como sendo aplicada na aresta de corte. A componente desta força que atua segundo o plano  $\pi$  será então responsável pela deformação plástica do material.

Assim, define-se a razão de corte como o quociente entre a espessura da apra antes ( $t_0$ ) e após ( $t_c$ ) deformação, traduzida pela equação (2).

$$R_c = \frac{t_c}{t_0} \quad (2)$$

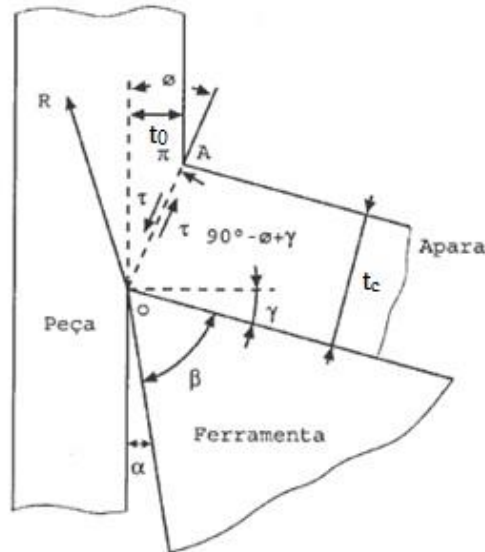


Figura 8 - Representação da deformação plástica na zona primária em corte ortogonal (adaptado de [23]).

De seguida, torna-se importante deduzir a expressão que dá origem ao valor do ângulo de corte ( $\phi$ ) em função da razão de corte ( $R_c$ ) e do ângulo de ataque ( $\gamma$ ), com base na Figura 8 e no desenvolvimento da equação (3):

$$\overline{OA} = \frac{t_0}{\sin \phi} = \frac{t_c}{\sin(90 - \phi + \gamma)} = \frac{t_c}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (3)$$

$$\frac{t_0}{t_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} = \frac{\sin \phi}{\cos \phi * \cos \gamma + \sin \phi \sin \gamma} = \frac{\tan \phi}{\cos \gamma + \tan \phi \sin \gamma} \quad (4)$$

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \sin \gamma} \quad (5)$$

A equação (5) permite a obtenção do ângulo de corte através da determinação experimental da razão de corte [23].

### 3.2.2 Análise de Forças no Corte Ortogonal

A grande vantagem do estudo da teoria do corte ortogonal é a simplificação por ela apresentada em relação à realidade, sem que os resultados apresentados pelo seu modelo matemático fujam muito àquilo que se passa de facto no processo de corte. Assim sendo, esse modelo matemático é estabelecido através da definição de uma série de forças definidas nesta teoria que, através de uma série de relações geométricas, podem ser extrapoladas para os processos reais de corte.

Inicialmente será necessária a definição de uma série de conceitos. O par de forças que se quer descobrir será a força de corte ( $F_c$ ) e a força de avanço ( $F_t$ ). Elas são as duas componentes de uma resultante  $R$ , sendo as projeções dessa resultante segundo a direção de avanço. Estas forças podem ser medidas no processo de corte com um dinamómetro e podem ser relacionadas através de um outro sistema de forças.

Posteriormente será importante definir outros dois pares de forças. O primeiro par é constituído pelas forças  $F$  e  $N$ , sendo  $F$  a força de atrito e  $N$  a força perpendicular ao atrito. A sua soma vetorial dá origem a uma força resultante  $R'$ . Estas forças são aplicadas pela ferramenta na peça a maquinar.

O outro par de forças corresponde ao simétrico do primeiro par, aplicado pela peça na ferramenta. São assim definidas as forças  $F_s$  e  $F_n$ , sendo  $F_s$  a força de escorregamento e  $F_n$  a força perpendicular à força de escorregamento. A sua soma vetorial resulta no vetor  $R''$  que será colinear com os vetores  $R$  e  $R'$ .

Na Figura 9 representam-se os sistemas de forças relacionados na teoria do corte ortogonal.

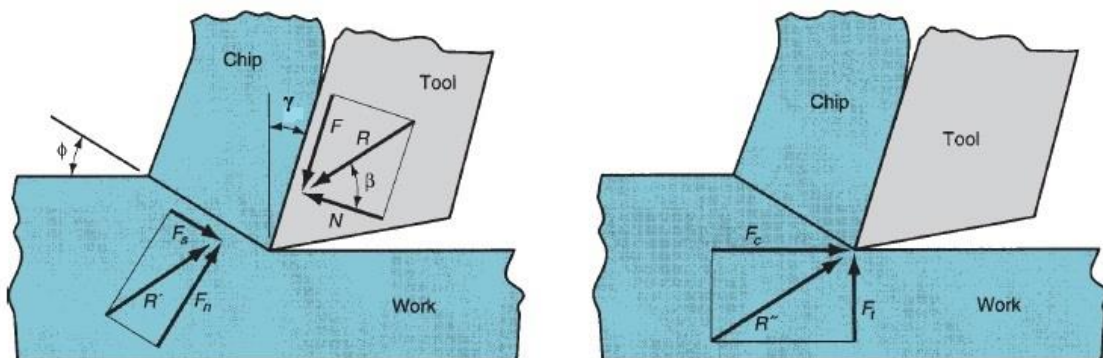


Figura 9 - Representação dos sistemas de forças relacionados na teoria do corte ortogonal (adaptado de [21]).

Definidas estas forças é possível relaciona-las através da geometria, como se verifica pela Figura 10:

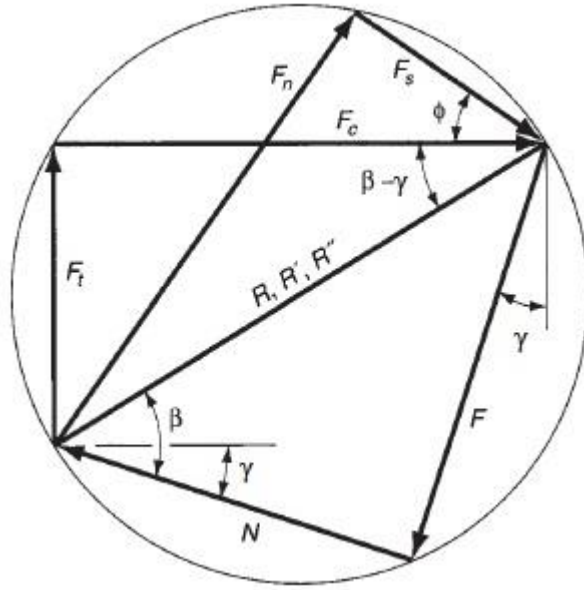


Figura 10 - Diagrama de forças do corte ortogonal com relações geométricas (adaptado de [21]).

Utilizando o diagrama de forças da Figura 10, facilmente se obtêm as seguintes expressões:

$$F = F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma \quad (6)$$

$$N = F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma \quad (7)$$

$$F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi \quad (8)$$

$$F_n = F_c \sin \phi + F_t \cos \phi \quad (9)$$

Esta análise é importante pois assim, através da medição por dinamómetros piezoelétricos das forças de corte, é possível obter informações mais detalhadas acerca das forças exercidas na ferramenta e na peça [23].

Para além destas relações, é possível ainda obter o coeficiente de atrito ( $\mu$ ) da apana sobre a face de ataque apenas utilizando as forças medidas experimentalmente através da expressão equação (10):

$$\mu = \frac{F_t + F_c \operatorname{tg} \gamma}{F_c + F_t \operatorname{tg} \gamma} \quad (10)$$

### 3.2.3 Aproximação do Torneamento ao Corte Ortogonal

O modelo de corte ortogonal é especialmente vantajoso quando aproximado a operações de maquinagem que tenham apenas um ponto ou uma pequena reta de contacto. Este paralelismo torna-se mais fácil de ser feito caso a dimensão do avanço seja pequena em relação à profundidade de corte, tornando essa reta mais curta e logo a aproximação mais parecida à realidade. No caso do torneamento a aproximação é especialmente fácil, o que facilita bastante o seu estudo. Na Figura 11 é feita a comparação entre o corte ortogonal e o torneamento.

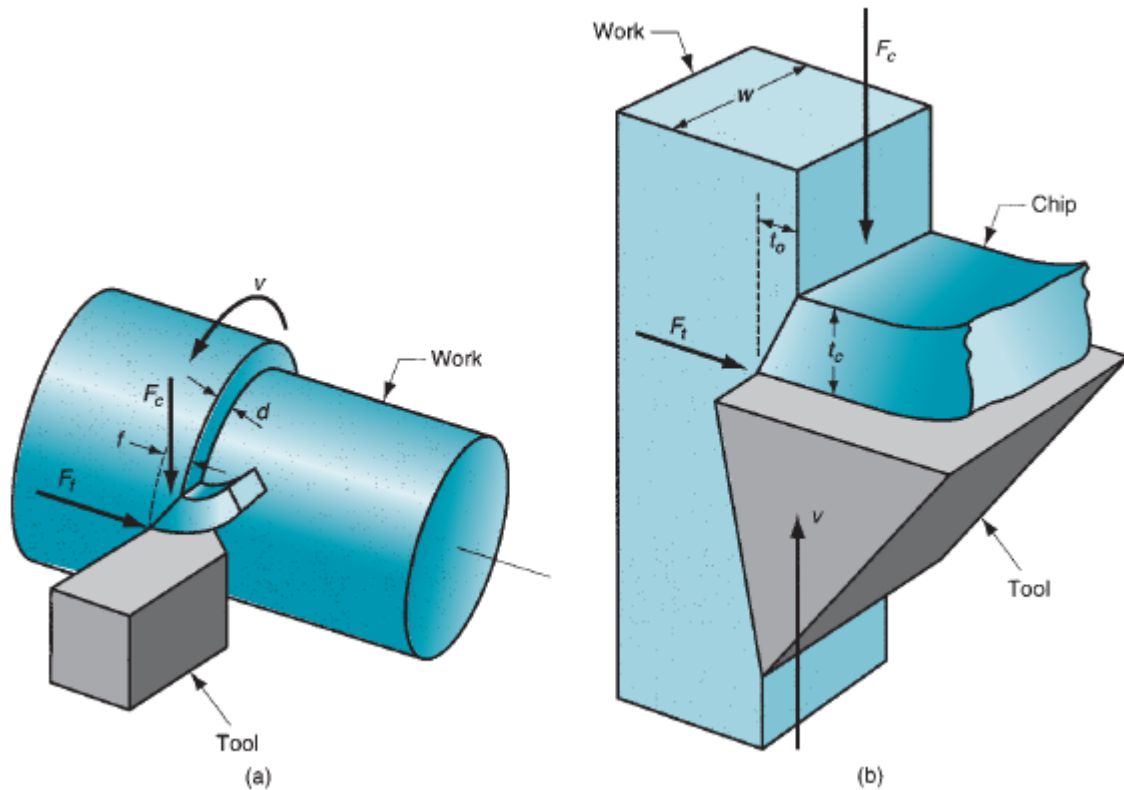


Figura 11 – Ilustração comparativa entre: (a) torneamento; (b) corte ortogonal correspondente [21].

Como se verifica pela Figura 11, a comparação entre os dois é simples, apesar das diferenças entre nas condições de corte para ambos os casos. A espessura da apara antes do corte, que no modelo de corte ortogonal é definida por  $t_0$  corresponde ao avanço  $f$  no torneamento, por exemplo. Estes paralelismos estão referidos na Tabela 4 [21]:

Tabela 4 - Conversão de conceitos de torneamento e corte ortogonal [21].

Operação de Torneamento	Modelo de Corte Ortogonal
Avanço ( $f$ )	Espessura da apara antes do corte ( $t_0$ )
Profundidade de corte ( $A_p$ )	Largura de corte ( $w$ )
Velocidade de corte ( $v$ )	Velocidade de corte ( $v$ )
Força de corte ( $F_c$ )	Força de corte ( $F_c$ )
Força de avanço ( $F_f$ )	Força de avanço ( $F_f$ )

### 3.2.4 Corte Tridimensional

Um dos postulados da teoria do corte ortogonal prevê que o fluxo de apara tenha uma direção normal à aresta de corte. No entanto, isto não se verifica na maioria das operações de corte, que têm de ser consideradas tridimensionais, uma vez que, o ângulo de posição da aresta e o ângulo de inclinação obrigam a apara a desviar-se relativamente à direção perpendicular à aresta de corte. Esta diferença encontra-se representada na Figura 12.

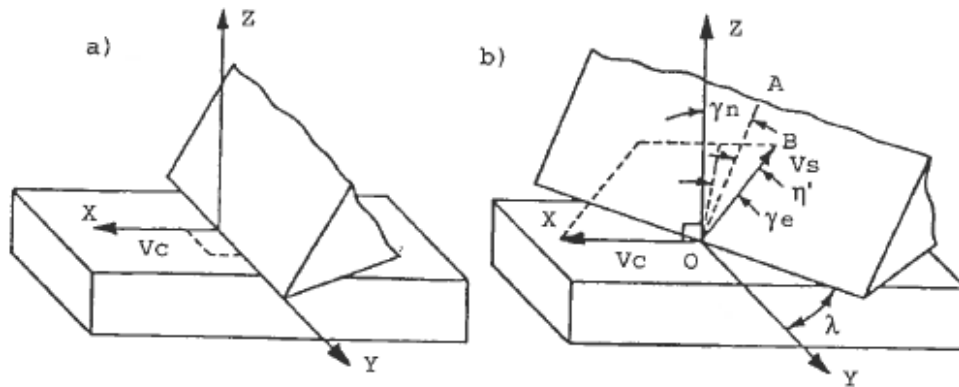


Figura 12 - Comparação entre: (a) corte ortogonal; (b) corte tridimensional [23].

Tal como ilustra a Figura 12 (b), na condição de corte tridimensional, a apara sofre um ligeiro desvio e, em vez de deslizar perpendicularmente à aresta de corte OA, desliza segundo a direção OB. Assim, aparece também um novo ângulo, o ângulo de ataque efetivo ( $\gamma_e$ ), que é o ângulo entre a direção de saída da apara e a normal à velocidade de corte ( $v_c$ ) [23].

### 3.3 A Apara e o Seu Processo de Formação

Como já foi referido, o corte ortogonal apresenta uma simplificação do processo de corte por arranque de apara que efetivamente acontece. Como tal, é necessário estudar como realmente funciona o mecanismo de corte (formação de apara) sem simplificações. Assim sendo, é importante começar por referir que a formação da apara se divide em duas fases diferentes.

Na primeira fase, a aresta de corte penetra na peça e provoca o recalque de uma porção de material contra a face de ataque. Esta ação deve-se ao escorregamento da apara em formação travado devido ao atrito com a face de ataque da ferramenta. Empurrada pelo material ainda não trabalhado, a apara sofre, então, uma deformação plástica que se traduz no aumento da sua espessura. Esta deformação designa-se por deformação primária, ocorrendo na zona de deformação primária.

A força de maquinagem aumenta progressivamente, até que as tensões de corte se tornam suficientemente elevadas, de modo a iniciar um escorregamento sem perda de coesão, entre a porção de material recalcado e a peça. Esse escorregamento realiza-se segundo os planos de deslizamento dos cristais constituintes da apara que estiverem nas imediações do plano de corte, o plano de corte correspondente à direção para a qual as tensões de corte são máximas.

Na segunda fase, continuando a penetração da ferramenta de corte em relação à peça, pode verificar-se a formação de uma fissura na região do corte. Essa fissura pode ser parcial ou total, dando origem, respetivamente, a uma apara contínua ou a uma apara descontínua.

Na sequência do movimento relativo entre a peça e a ferramenta, verifica-se então um escorregamento da apara sobre a face de ataque da ferramenta, designando-se esta como deformação secundária. Naturalmente a região onde esta ocorre designa-se por zona de deformação secundária.

Ao mesmo tempo que uma nova porção de material é recalcado sobre a face de ataque. Essa nova porção de material prossegue o ciclo de corte, fissura e escorrega sobre a face de ataque da ferramenta.

Conclui-se então que o mecanismo de formação de apara se trata de um fenómeno periódico, quer se trate de apara contínua ou descontínua. Há então duas fases, uma fase inicial de recalque e uma segunda fase de corte, sendo as forças de maquinagem maiores na fase inicial [21]–[23], [30].

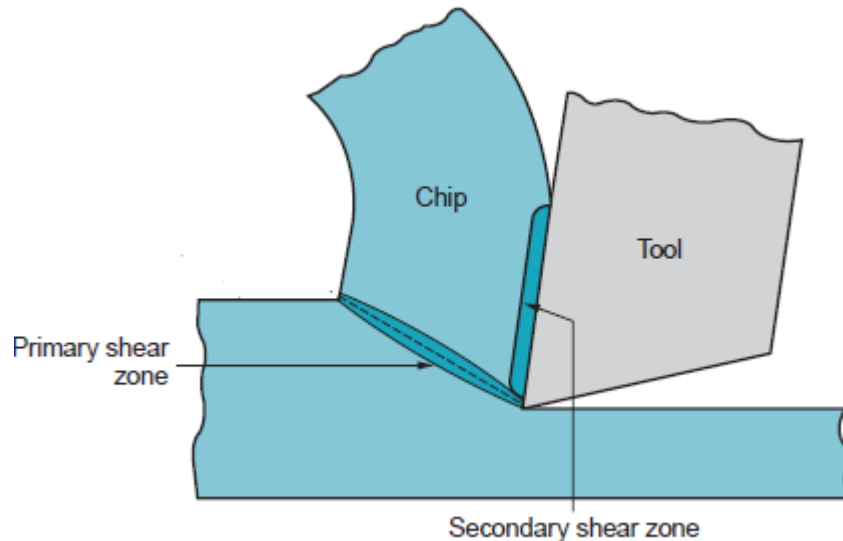


Figura 13 - Ilustração das duas regiões de deformação no processo de formação de apara (adaptado de [21]).

### 3.3.1 Tipos e Formas de Aparas

Os tipos de aparas geradas nos processos de corte estão relacionados com os parâmetros de corte, material da peça a maquinar e com o tipo de ferramenta utilizada, podendo caracterizar-se fundamentalmente em três tipos diferentes [23]:

- **Contínua regular**, característica de materiais dúcteis e do corte a médias e altas velocidades;
- **Contínua irregular (com aderências)**, característica de materiais dúcteis maquinados a baixas velocidades de corte. A aderência verificada neste tipo de apara é consequência do atrito na face de ataque da ferramenta e da variação das propriedades mecânicas dos materiais com a temperatura;
- **Descontínua (ou de rotura)**, característica de materiais frágeis ou de condições de corte em que a zona de deformação primária se estenda para ângulos de corte reduzidos ou o estado de tensão na raiz da apara facilite a propagação de uma fissura ao longo do plano de corte.

A modificação dos parâmetros de corte pode promover alterações no tipo de apara obtida. Para além disso, quando se verifica uma vibração elevada da ferramenta, uma apara que seria contínua pode tornar-se num outro tipo de apara, o tipo “descontínua não fragmentada”. Neste caso a apara apresenta uma característica típica, que é o facto de ser composta por elementos pontiagudos em vez de paralelos [23].



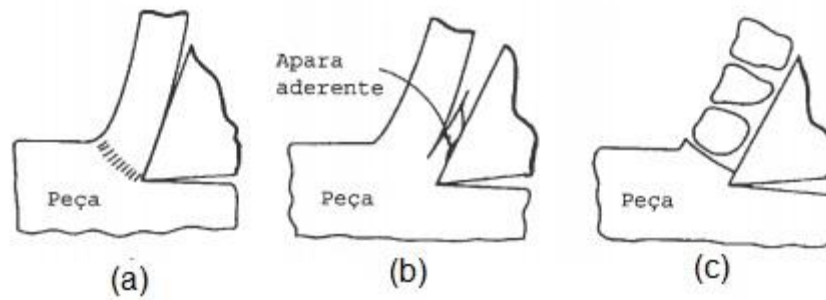


Figura 14 - Tipos diferentes de aparas: (a) contínua regular; (b) contínua com apara aderente; (c) descontínua ou de rotura (adaptado de [23]).

No que diz respeito à sua forma, as aparas podem ser classificadas como:

- **Apara em fita.** Ocupa muito espaço e é difícil de evacuar da zona de trabalho, podendo conduzir a acidentes;
- **Apara helicoidal e tubular.** Ocupa menos espaço do que a anterior e é de evacuação fácil;
- **Apara em espiral.** É também uma forma conveniente;
- **Apara em lascas.** Boa quando há um espaço reduzido para a sua evacuação ou quando a sua remoção for forçada por um fluido de corte.

Estas são as principais formas que as aparas apresentam, sendo que podem ainda existir outras, representadas na Figura 15.

Formas de apara							
1. Em Fita	2. Tubular	3. Espiral	4. Helicoidal em Gume	5. Helicoidal Cônica	6. Em Arco	7. Em Lasca	8. Em Agulha
1.1. Longa 	2.1. Longa 	3.1. Plana 	4.1. Longa 	5.1. Longa 	6.1. Ligada 	7. Em Lasca 	8. Em Agulha 
1.2. Curta 	2.2. Curta 	3.2. Cônica 	4.2. Curta 	5.2. Curta 	6.2. Fragmento 		
1.3. Enrolada 	2.3. Enrolada 		4.3. Enrolada 	5.3. Enrolada 			

Figura 15 - Diferentes formas de apara, segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [23]).

Os diferentes tipos e formas de apara obtidos nos processos de corte são influenciados pelos parâmetros de corte utilizados e, apesar destes normalmente serem escolhidos consoante a

melhor produtividade do processo, os parâmetros também podem ser condicionados pelo tipo de apara que se pretende obter [30].

### 3.4 Ferramentas de Corte

Com a evolução da indústria e dos processos de corte em geral, cada vez mais as ferramentas de corte aumentam a sua complexidade, quer ao nível da sua geometria, quer ao nível dos materiais utilizados na sua produção. Cada vez mais o tipo de ferramenta para um determinado processo de corte se torna mais específico, o que conduz à necessidade de um estudo mais aprofundado do tema quando se faz um trabalho acerca de processos de corte por arranque de apara.

#### 3.4.1 Materiais Utilizados em Ferramentas de Corte

A seleção de materiais para ferramentas de corte tem que ser um processo cuidado, uma vez que as ferramentas vão estar sujeitas a grandes cargas mecânicas a elevadas temperaturas, chegando a ser atingidas temperaturas de 700°C em alguns casos. Para além disso, o atrito entre a ferramenta e a nova superfície maquinada, assim como o atrito da ferramenta com a apara promovem um elevado desgaste do material da ferramenta. Como tal, os materiais escolhidos terão à partida que ter pelo menos as seguintes características [31]:

- O material terá que ser altamente estável ao nível das suas propriedades mecânicas e da sua composição química a elevadas temperaturas;
- O desgaste apresentado terá que ser baixo, quer seja por abrasão, quer seja por adesão;
- O material tem que ter uma dureza elevada em compromisso com boa tenacidade ao choque, de maneira a evitar a sua fratura durante os processos de corte.

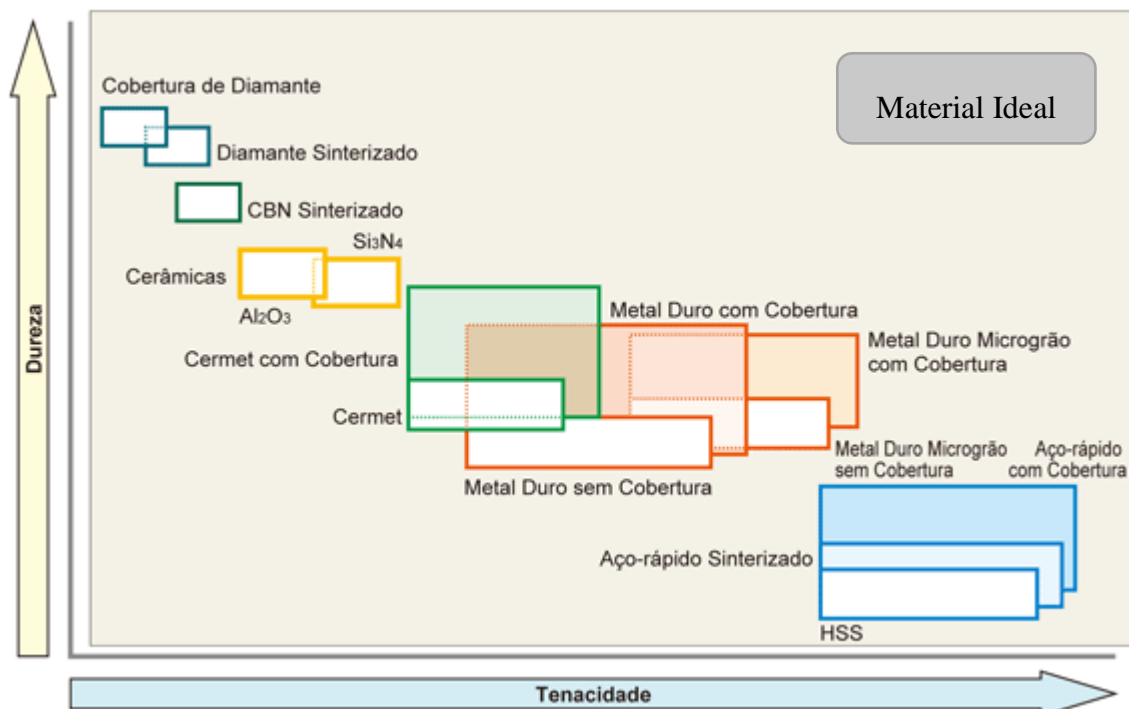


Figura 16 - Comparação de dureza e tenacidade de diferentes materiais utilizados em ferramentas de corte [32].

Conforme tinha sido referido anteriormente, o material ideal para ferramentas de corte idealmente situar-se-ia no canto superior direito da Figura 16, como se encontra representado.

Dado este conjunto de propriedades, os materiais para ferramentas de corte são normalmente agrupados nas seguintes classes (apresentadas por ordem crescente de dureza) [23]:

- Aços rápidos;
- Carbonetos sinterizados (habitualmente tratados por metal duro);
- *Cermets*;
- Cerâmicos;
- Ultraduros.

Na Tabela 5 comparam-se algumas das propriedades gerais dos diferentes materiais utilizados em ferramentas de corte.

Tabela 5 - Comparação de propriedades mecânicas dos diferentes materiais para ferramentas de corte (adaptado de [23]).

Material	Dureza HV 10/30	Tensão de Rotura [MPa]	Módulo de Elasticidade [GPa]	Coefficiente de Dilatação Térmica [ $\cdot 10^{-6}/K$ ]	Condutividade Térmica [W/m $\cdot$ K]
<b>Aço Rápido</b>	700-900	2500-4000	268-300	9-12	15-48
<b>Carbonetos</b>	1200-1800	1300-3200	470-650	4.6-7.5	20-80
<b>Cerâmicos</b>	1350-1600	600-900	280-320	3-3.3	20-35
<i>Cermets</i>	1450-2100	400-800	300-450	5.5-8	10-38
<b>Ultraduros</b>	3500-6000	500-1100	680-840	1.5-4.9	100-550

### Carbonetos Sinterizados – Metal Duro

As ferramentas de metal duro constituem o principal grupo de ferramentas a serem utilizadas em trabalhos de maquinagem de aluminetos de titânio e como tal serão o grupo de ferramentas em maior foco no trabalho.

Este grupo constitui-se como sendo o mais utilizado na indústria atualmente, devido às diferentes combinações de dureza a frio e a quente, à resistência ao desgaste e à tenacidade que é possível obter pela variação da sua composição química.

É um produto obtido por pulverometalurgia. Os seus constituintes são misturados na forma de pós e submetidos a um processo que compreende a compactação em prensas apropriadas, a sinterização em fornos de atmosfera controlada, o corte e a retificação, resultando num produto de elevada densidade, com excelentes características para a utilização no corte por arranque de aparas.

Este tipo de material é fundamentalmente constituído por dois tipos diferentes de materiais: um carboneto muito duro e um aglomerante:

- Um carboneto muito duro e de elevada resistência ao desgaste, geralmente o carboneto de tungsténio (WC), que pode apresentar-se só ou associado com outros carbonetos, em particular o carboneto de titânio (TiC), o carboneto de vanádio ( $V_4C_3$ ), o carboneto de nióbio (NbC) e o carboneto de tântalo (TaC). São estes carbonetos que garantem a dureza a quente e a resistência ao desgaste.

- Um elemento aglomerante, normalmente o cobalto, cuja função é ligar as partículas duras (carbonetos), sendo o responsável pela tenacidade do material.

Os carbonetos sinterizados, dada a sua ampla gama de propriedades, encontram-se divididos em três grandes grupos (segundo normalização ISO):

- **Grupo P:** compreende as classes empregues na maquinagem de ligas ferrosas que apresentam aparas longas e dúcteis (apara contínua plástica);
- **Grupo M:** compreende as classes que se destinam a maquinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam aparas longas ou curtas; é um grupo de transição;
- **Grupo K:** compreende classes que se destinam a maquinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam aparas fragmentadas e materiais não metálicos.

Na Tabela 6 apresenta-se a composição química geral e algumas propriedades mecânicas destes materiais, divididos segundo a normalização ISO:

Tabela 6 - Composição química e propriedades mecânicas dos carbonetos sinterizados [23].

Designação	Composição química aproximada (%)			Características Mecânicas				
	WC	TiC + TaC	Co	Massa volúmica [g/cm <sup>3</sup> ]	Dureza Vickers [HV]	Tensão de Ruptura Transversal [MPa]	Módulo de Young [GPa]	Coefficiente de dilatação térmica [*10 <sup>-6</sup> /K]
P01	30	64	6	7.2	1500	750	-	-
P10	55	36	9	10.4	1600	1400	5.2	6.5
P20	76	14	10	11.9	1500	1500	5.4	6.0
P25	73	19	8	12.5	1500	1700	5.5	6.0
P30	82	8	10	13.0	1450	1700	5.6	5.5
P40	77	12	11	13.1	1400	1800	5.6	5.5
P50	70	14	16	12.9	1300	2000	5.2	5.5
M10	84	10	6	13.1	1650	1400	5.8	5.5
M20	82	10	8	13.4	1550	1600	5.6	5.5
M30	81	10	9	14.4	1450	1800	5.8	5.5
M40	78	7	15	13.5	1300	2000	5.5	5.5
K01	93	2	5	15.0	1750	1200	6.3	5.0
K05	92	2	6	14.6	1700	1350	6.3	5.0
K10	92	2	6	14.8	1650	1500	6.3	5.0
K20	91.5	2.5	6	14.8	1550	1700	6.2	5.0
K30	89	2	9	14.5	1450	1900	-	5.5
K40	88	-	12	14.3	1300	2100	5.8	5.5

Existem ainda outros três grupos de carbonetos, especiais para aplicações em ligas não ferrosas, ligas de alumínio, plásticos, madeiras e ligas mais específicas como ligas resistentes ao calor ou aços endurecidos.

Para além destes materiais, é também importante fazer referência aos revestimentos. Os revestimentos têm, nesta classe de ferramentas, os seguintes objetivos:

- Revestir um substrato tenaz com um material de elevada dureza a quente e resistência ao desgaste;
- Diminuir o coeficiente de atrito, reduzindo por consequência a tendência para a aderência;
- Interpor entre a avara e a ferramenta um material de elevada estabilidade química, ou de menor reatividade;
- Colocar um material refratário entre as fontes de calor e o substrato, impedindo deste modo que a sua temperatura aumente, com a consequente diminuição da resistência mecânica;
- Garantir uma ligação eficaz entre o primeiro revestimento e o substrato, e entre os vários revestimentos, evitando deste modo que sobrevenha uma fissuração ou lascamento do revestimento, no caso de corte interrompido ou em desbastes pesados;
- Impedir que os gradientes térmicos e os diferentes coeficientes de dilatação dos materiais dos revestimentos e do substrato induzam tensões tais que apareçam falhas de coesão entre esses materiais e o revestimento “estale”.

Os principais materiais utilizados para revestimentos são o nitreto de titânio (TiN), o carbonitreto de titânio (TiCN) e a alumina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e por norma as combinações são feitas pela representação feita na Tabela 7:

Tabela 7 - Combinações mais comuns de revestimentos com carbonetos [23].

Tipo de Carboneto do Substrato	Revestimentos						
	TiC	TiN	TiC Ti(CN) TiN	$\text{Al}_2\text{O}_3$	TiC $\text{Al}_2\text{O}_3$	TiC TiN $\text{Al}_2\text{O}_3$	HfN
M15	•		•	•	•	•	•
P25	•	•	•				•
P40	•		•				
K10	•	•	•		•		

### 3.4.2 Geometrias de Ferramentas de Corte

Nas operações de corte por arranque de avara, a geometria da ferramenta utilizada tem uma grande importância uma vez que a sua modificação pode alterar as condições de formação de avara, podendo originar diferentes distribuições de temperatura e tensões na ferramenta, assim como obter valores diferentes de rugosidade superficial da peça. Assim, torna-se importante fazer uma descrição dos diferentes parâmetros geométricos com o objetivo de analisar qual a sua influência no controlo da avara, acabamento superficial obtido e desgaste de ferramenta.

## Elementos funcionais de forma

Os elementos funcionais de forma determinam o traço da ferramenta na superfície da peça a maquinar. Estes elementos são [23]:

- Ângulo de posição da aresta ( $\chi$ );
- Ângulo de ponta ( $\epsilon$ );
- Raio de ponta ( $r$ );
- Forma da aresta;
- Orientação da ferramenta.

A forma da aresta é de três tipos diferentes: aresta retilínea, aresta curvilínea ou aresta mista. A sua orientação, esquerda ou direita, é definida pelo sentido do avanço.

O ângulo de posição da aresta ( $\chi$ ) (Figura 17) é relativo ao posicionamento da ferramenta segundo a direção de avanço. Com a sua diminuição verifica-se que, tanto o calor gerado como a solicitação mecânica, distribuem-se por um maior comprimento, favorecendo o tempo de vida da ferramenta. No entanto pode também verificar-se uma diminuição da qualidade do acabamento superficial e um aumento das forças de corte, originando uma maior instabilidade na zona de corte.

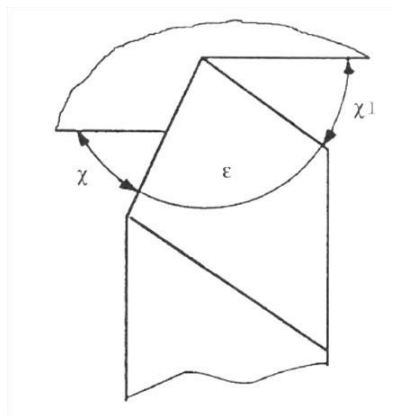


Figura 17 - Representação dos ângulos de posição principal ( $\chi$ ) e secundário ( $\chi_1$ ), assim como do ângulo de ponta ( $\epsilon$ ) [23].

Quanto ao ângulo de ponta ( $\epsilon$ ), o aumento do seu tamanho é normalmente benéfico pois irá melhorar a capacidade de dissipação de calor da ferramenta e aumentar a sua resistência, resultando num aumento do seu tempo de vida.

Já em relação ao raio de ponta ( $r$ ) (Figura 18), o seu aumento é benéfico para o melhoramento do acabamento superficial e, eventualmente, da vida da ferramenta. Contudo, o seu aumento em exagero conduz a uma utilização da aresta secundária de corte o que pode ter efeitos nefastos no processo de corte, conduzindo a um maior desgaste da ferramenta e podendo resultar num pior acabamento superficial. Como alternativa ao aumento do raio de ponta pode tomar-se a opção de fazer um chanfro na ponta da ferramenta. Tal como acontece com o aumento do raio, ao fazer um chanfro a espessura da apara na zona mais crítica da ferramenta também diminui, não havendo neste caso o aumento do trabalho na aresta secundária de corte. No entanto, esta solução torna não só a ferramenta mais cara à partida como também aumenta o preço do seu afiamento.

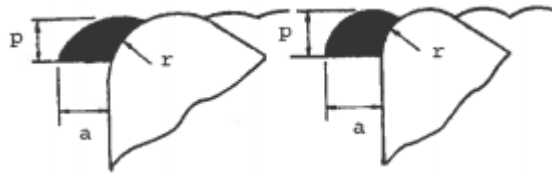


Figura 18 - Representação da influência da variação do raio de ponta sobre a espessura média da apra.

### Elementos funcionais do corte

Os elementos funcionais de corte são:

- Ângulo de ataque ( $\gamma$ );
- Ângulo de folga ou saída ( $\alpha$ );
- Ângulo de inclinação da aresta de corte ( $\lambda$ );
- Ângulo do gume ( $\beta$ ).

O ângulo de ataque é o ângulo que a face de ataque faz com o plano de referencia, podendo ter valor positivo ou negativo. Quanto maior for o ângulo de ataque, menor será a deformação induzida na apra, logo, menor é o trabalho necessário para a sua formação. Como consequência, as forças de corte e de avanço irão também diminuir com o aumento do ângulo de ataque e com esta diminuição das forças de corte, há também a diminuição da potencia de corte, resultando no baixar da temperatura e num consequente aumento da vida da ferramenta.

Apesar do aumento do ângulo de ataque se traduzir como algo positivo, nem sempre ele é possível uma vez que está limitado pela equação (11), como se verifica pela Figura 19. Como o valor do ângulo de saída é sempre positivo, de modo a aumentar o valor do ângulo de ataque, teria que ser diminuído o ângulo de gume, o que poderia levar ao enfraquecimento do gume da ferramenta, tendo assim que se atingir um equilíbrio entre estes dois valores.

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ \quad (11)$$

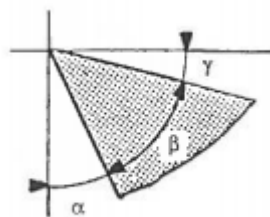


Figura 19 - Ângulos de ataque, saída e de gume, segundo um determinado plano de medida [23].

O ângulo de inclinação da aresta (Figura 20), por sua vez, surge quando a aresta não é paralela ao plano de base da ferramenta e apresenta uma dada inclinação, tendo influência direta na direção de formação de apra. Com valores positivos do ângulo de inclinação, há a tendência para o afastamento da apra, já para valores negativos, a apra flete sobre a peça, causando atrito na sua saída.

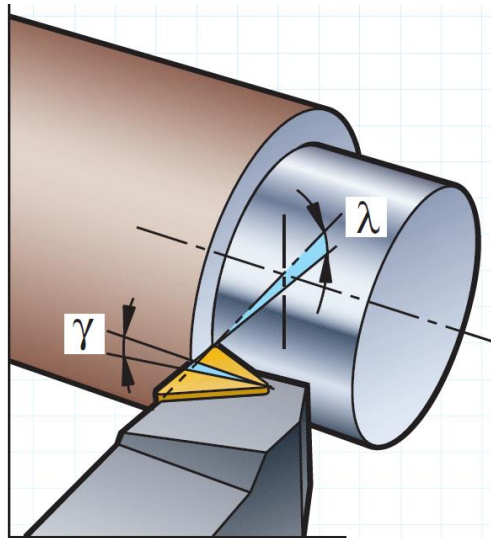


Figura 20 - Representação esquemática dos ângulos de inclinação da aresta ( $\lambda$ ) e de ataque ( $\gamma$ ) [33].

### 3.4.3 Desgaste de Ferramentas de Corte

As ferramentas de corte são componentes sujeitos a esforços muito intensos e, como tal, vão estar sujeitas a um elevado desgaste. Sendo assim, estas têm à partida definido um tempo de vida útil, que se define como sendo o tempo de corte efetivo da sua aresta até que seja necessário afia-la ou mesmo substitui-la. Idealmente as ferramentas de corte cumprem o seu tempo de vida útil, mas na prática nem sempre isto se verifica.

Por norma, as ferramentas de corte falham por três motivos gerais [21]:

- **Fratura:** quando as forças de corte atingem valores demasiado elevados, conduzindo à falha por uma fratura normalmente frágil;
- **Temperatura:** quando a temperatura na zona de corte é demasiado elevada, levando a que haja um amaciamento do material da ferramenta de corte e consequentemente verificar-se-á uma deformação plástica na zona de corte, danificando assim a ferramenta;
- **Desgaste gradual:** ocorre naturalmente com o passar do tempo de corte. O resultado é idêntico ao desgaste por temperatura, verificando-se um desgaste na aresta que irá impossibilitar o uso da ferramenta.

Falhas por fratura ou temperatura irão conduzir ao desgaste prematuro da ferramenta, sendo assim indesejáveis. O modo de falha que se pretende será sempre o desgaste gradual, uma vez que irá permitir a maximização do tempo de corte de uma ferramenta.

O desgaste das ferramentas ocorre maioritariamente em duas zonas da ferramenta: na sua face de ataque e na sua face de saída. Por norma, o desgaste na face de ataque representa-se quando aparece uma cratera que tendencialmente vai crescendo com o tempo de corte e é devida à formação de apra que embate contra essa face (Figura 21 a)). Por sua vez, o desgaste da face de saída representa-se, normalmente, ao longo da aresta de corte e resulta do contacto contínuo da aresta com a peça a maquinar (Figura 21 b)).



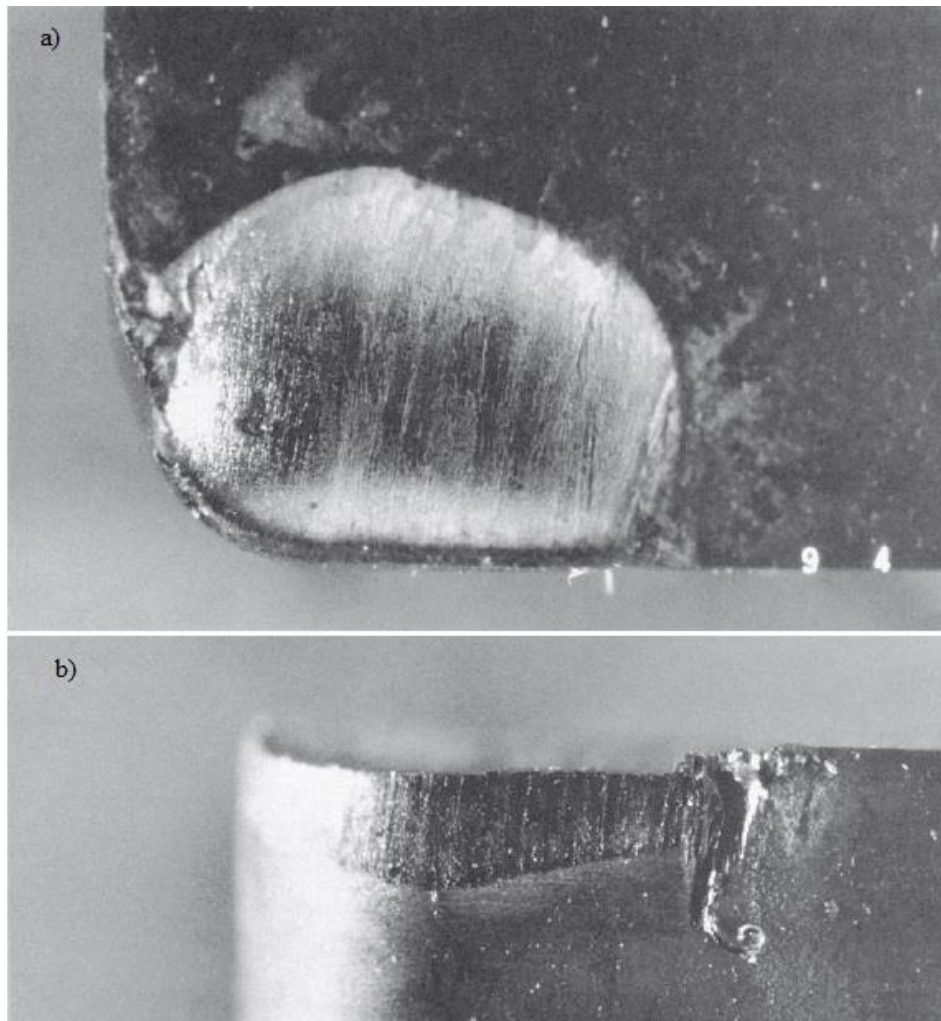


Figura 21 - Desgaste na: (a) face de ataque; (b) de saída [21].

Geralmente, os mecanismos que conduzem ao desgaste, quer na face de ataque quer na face de saída são:

- **Abrasão;**
- **Adesão;**
- **Difusão;**
- **Oxidação.**

A abrasão ocorre pela ação das partículas duras entre duas superfícies em contacto. A possibilidade de inclusões de partículas mais duras nas peças a maquinar aumenta o desgaste através este mecanismo. Ocorre quer na face de ataque como na face de saída.

A adesão ocorre devido às elevadas temperaturas e pressões que se verificam na zona de corte. Dadas estas condições, podem ocorrer microsoldaduras das aparas na ferramenta que posteriormente são arrancadas com o movimento de avanço da ferramenta, promovendo o desgaste da ferramenta.

A difusão ocorre devido às elevadas temperaturas e promove o aparecimento de crateras na face de ataque. Deve-se à perda de elementos químicos da ferramenta para as aparas produzidas no corte.

Por sua vez, a oxidação ocorre também devido às elevadas temperaturas, ocorrendo oxidação do material da ferramenta que pode levar à deterioração da aresta de corte, resultando num mau

acabamento superficial da peça produzida e na redução do tempo de vida útil da ferramenta [21], [23].

Os diferentes mecanismos têm uma diferente influência no desgaste total da ferramenta, sendo que a soma de todos os efeitos leva ao desgaste total da ferramenta (Figura 22).

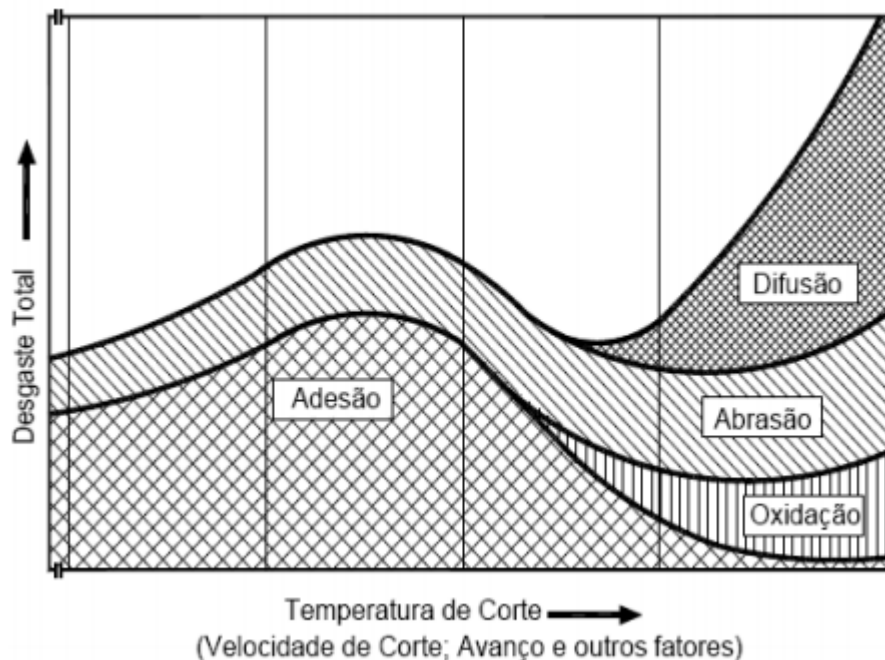


Figura 22 - Diferentes influências dos mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte [34].

O desgaste de uma ferramenta, geralmente, não é regular ao longo da sua aresta de corte, apresentando, normalmente, valores máximos na parte correspondente à extremidade da aresta de corte (VN) e junto do raio de curvatura da ferramenta de corte (VC). O valor normalmente estudado é o valor correspondente ao desgaste da face de saída (VB), podendo ser apresentado como valor médio ou valor máximo ( $VB_{max}$ ) e este é muitas vezes utilizado como critério para avaliação do tempo de vida de uma ferramenta, existindo valores máximos normalizados que esse desgaste pode assumir, apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 - Valores limite do desgaste de ferramentas (adaptado de [23]).

Material da ferramenta		Aço rápido	Carbonetos	Cerâmicos	
Operação	Desgaste [mm]			$Al_2O_3$	$Si_3N_4$
Desbaste	VB	0.35-1.0	0.3-0.5	0.25-0.3	0.25-0.5
	$VB_{max}$	0.4-1.4	0.4-0.7	-	-
Acabamento	VB	0.2-0.3	0.1-0.25	0.1-0.2	0.1-0.2
	$VB_{max}$	-	-	-	-

### 3.4.4 Tempo de vida de uma ferramenta

O tempo de vida de uma ferramenta está dependente de uma série de fatores, destacando-se os seguintes [23]:

- Maquinabilidade do material da peça;
- Material da ferramenta;
- Geometria da ferramenta;
- Condições de corte;
- Fluido de corte.

O seu valor é normalmente traduzido pela lei de Taylor, anteriormente referida que se verifica na equação (12):

$$V_c T^n = C \quad (12)$$

Esta equação traduz uma relação entre a velocidade de corte ( $V_c$ ), o tempo de vida da ferramenta ( $T$ ) e dois parâmetros  $n$  e  $C$  que correspondem a constantes que estão dependentes de critérios como os materiais da peça e da ferramenta ou do critério de falha adotado.

O tempo de vida das ferramentas de corte é também normalmente avaliado pela sua curva de desgaste (Figura 23). Nesta curva verifica-se uma divisão em três zonas distintas. Na zona inicial dá-se um desgaste acentuado, quando a ferramenta inicia o seu contacto com a peça, depois na zona intermédia o desgaste é constante e é onde irá ocorrer a maior parte do tempo de vida da ferramenta e, finalmente, vem a região de falha, onde o desgaste é novamente acentuado até que a ferramenta entra em falha.

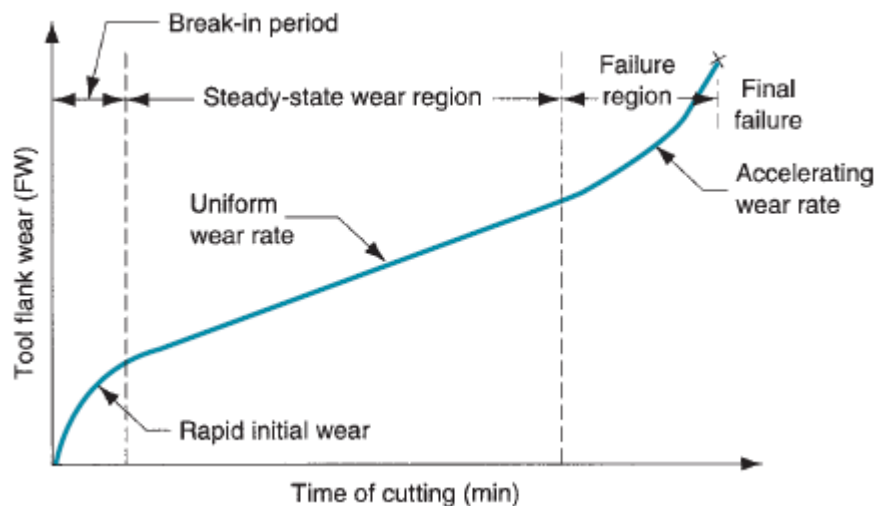



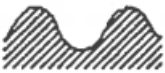
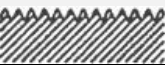
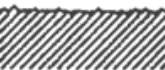

Figura 23 – Esquematização gráfica do tempo de vida de uma ferramenta de corte [21].

A velocidade de corte é um parâmetro determinante no tempo de vida de uma ferramenta, uma vez que quanto maior ela for, menor será o tempo de vida. No entanto, será sempre necessário adequar a velocidade de corte às necessidades pretendidas, uma vez que uma menor velocidade de corte pode também significar uma perda de rentabilidade do processo [21], [23].

### 3.5 Acabamento Superficial

Dada a exigência da indústria atual e a complexidade dos mecanismos por ela produzida, o acabamento superficial torna-se na maior parte das vezes uma das principais características a ser analisadas quando se observam os resultados finais dos processos de corte. Para além disso, é necessário ter em consideração que na prática, quase todas as superfícies técnicas funcionais são obtidas por maquinagem e não possuem uma forma geométrica exata, tendo sempre uma “impressão” deixada pelo processo. As diferentes variáveis associadas aos processos de corte, desde as condições de corte ao desgaste da ferramenta ou à dureza do material a maquinar vão condicionar a superfície obtida. Assim, a superfície final é na realidade uma superfície com os vários tipos de defeitos geométricos conjugados, como pode ser visto na Tabela 9.

Tabela 9 - Ordens de grandeza dos defeitos geométricos (adaptado de [23]).

Tipo de defeito	Numero de ordem	Designação	Esquema do perfil geométrico
<b>Defeitos macro geométricos</b>	1	Forma	
	2	Ondulação	
<b>Defeitos micro geométricos</b>	3	Rugosidade	
	4		
<b>Somatório dos defeitos</b>	De 1 a 4	Superfície efetiva	

Os defeitos apresentados na Tabela 9 são definidos em algumas normas internacionais (BS 1134:1972 e NF E 05015, por exemplo) e estabelecem, para as superfícies obtidas por maquinagem, quatro ordens de grandeza de defeitos, tendo apenas em consideração a caracterização macro e micro geométrica [23]:

- **1ª Ordem:** Defeito de forma;
- **2ª Ordem:** Defeito de ondulação;
- **3ª Ordem:** Defeito de rugosidade (periódico);
- **4ª Ordem:** Defeito de rugosidade (aleatório).

#### 3.5.1 Rugosimetria

A rugosimetria é a técnica de análise mais comum para superfícies técnicas. Através dela é feita a análise das microgeometrias das superfícies. Tem como base os seguintes conceitos:

- **Superfície real:** que limita o corpo e o separa do meio ambiente;
- **Superfície geométrica:** é definida pelo desenho de fabricação sem considerar os defeitos geométricos da superfície;
- **Superfície efetiva:** é a imagem aproximada da superfície real, resultante de palpagens sobre ela tomadas;

- **Perfil real:** é o contorno resultante da interseção da superfície real por um plano convencionalmente definido em relação à superfície geométrica;
- **Perfil geométrico:** é o contorno resultante da interseção da superfície geométrica por um plano convencionalmente definido em relação a esta superfície;
- **Perfil efetivo (ou obtido):** é o contorno resultante da interseção da superfície efetiva por um plano convencionalmente definido em relação à superfície geométrica.

Para a obtenção de um perfil torna-se necessário realizar uma amostragem, fazendo a palpagem de um dado comprimento em causa. Medindo, em sucessivos pontos percorridos, o desvio na direção normal sofrido pela ponta da palpagem, é possível construir um perfil efetivo. É importante referir que a partir do perfil efetivo pode ser obtido o perfil de ondulação e o perfil de rugosidade, fazendo uma série de filtragens elétricas adequadas [23].

Para o cálculo dos parâmetros que definem superfícies técnicas é necessária a definição de uma série de comprimentos, o comprimento de base ( $L$ ), o comprimento de cálculo ( $L_m$ ) e o comprimento de palpagem ( $L_t$ ), definidos na Figura 24. É também importante referir que os valores do comprimento de base ( $L$ ), também referido como *roughness width cut-off* é normalizado, conforme a rugosidade a medir e toma os valores referidos na Tabela 10. Este valor difere mediante a presença de um perfil periódico ou não periódico de rugosidade. O comprimento de cálculo corresponde a cinco vezes o comprimento de base.

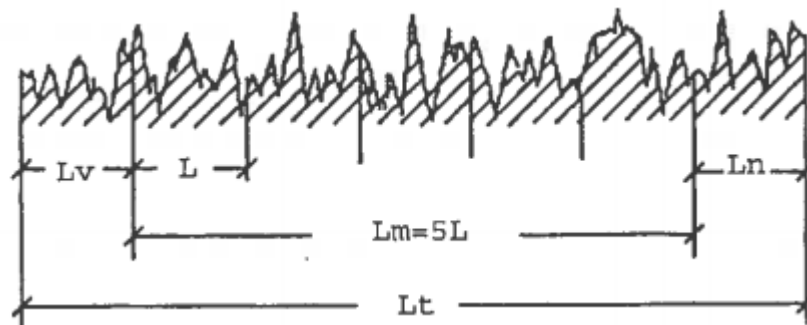


Figura 24 - Valores utilizados para a medição de rugosidades (adaptado de [23]).

Na Figura 24, os valores referidos são:

- $L$  – Comprimento de base *cut-off*;
- $L_m$  – Comprimento de cálculo;
- $L_v$  – Primeiro comprimento de palpagem;
- $L_n$  – Último comprimento de palpagem;
- $L_t$  – Comprimento de palpagem ou exploração.

Tabela 10 - Valores do comprimento de base, de acordo com a norma ISO 4288 1992 (adaptado de [35]).

<b>Perfil Periódico</b>	<b>Perfil não periódico</b>		<b>Comprimento de base (<i>Cut Off</i>) [mm]</b>	<b>Comprimento de cálculo [mm]</b>
<b>Período do perfil [mm]</b>	<b>Rz [<math>\mu\text{m}</math>]</b>	<b>Rz [<math>\mu\text{m}</math>]</b>		
Até 0.04	Até 0.1	Até 0.02	0.08	0.4
0.04-0.13	0.1-0.5	0.02-0.1	0.25	1.25
0.13-0.4	0.5-10	0.1-2	0.8	4
0.4-1.3	10-50	2-10	2.5	12.5
1.3-4.0	>50	>10	8	40

### 3.5.2 Parâmetros de Rugosidade

A rugosidade é um conceito altamente discutido e com várias definições diferentes. Uma das mais consensuais é apresentada por Hutchings, *et. al.* [36], que define rugosidade como irregularidades de pequena escala de uma superfície, definindo também erros de forma como sendo uma medida do desvio de forma de uma superfície da sua forma ideal.

Assim, dada a amplitude desta definição, existem várias maneiras de fazer as medições de rugosidades, tendo como base diferentes critérios. Os mais utilizados na indústria, que vão de seguida ser abordados, são:

- Rugosidade média  $R_a$ ;
- Profundidade individual da rugosidade  $R_{z_i}$ ;
- Profundidade média da rugosidade  $R_z$ .

Cada uma destas medidas apresenta as suas vantagens e desvantagens, que vão ser de seguida apresentadas.

#### Rugosidade média $R_a$

A rugosidade média é o critério mais utilizado na indústria e define-se como sendo a distância média de um perfil desde a sua linha média, sobre um comprimento medido. Definindo  $Z(x)$  como sendo a distância entre cada ponto do perfil e a linha média no comprimento de cálculo, a sua expressão de cálculo é definida na equação (13):

$$R_a = \frac{1}{L_m} * \int_0^{L_m} Z(x) dx \quad (13)$$

E pode ser graficamente representada conforme apresentado na Figura 25:

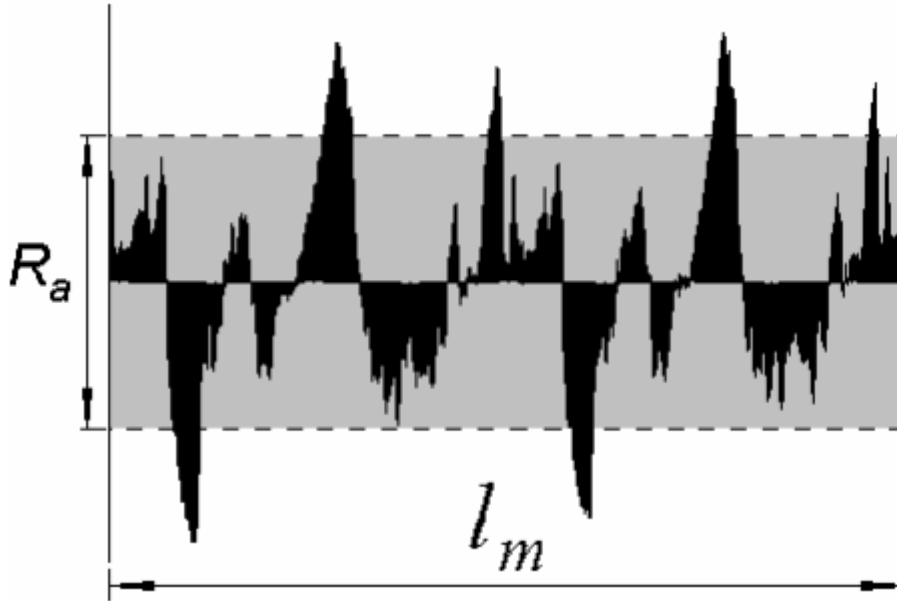


Figura 25 - Ilustração do parâmetro de rugosidade média  $R_a$  [37].

As principais vantagens de utilização deste critério prendem-se na facilidade de utilização para a maioria dos processos de fabrico e o facto de apresentar resultados consistentes nas diferentes circunstâncias de utilização, fazendo dele o mais utilizado na indústria [36].

### Profundidade individual e Profundidade média de rugosidade

Os conceitos de profundidade individual e profundidade média de rugosidade encontram-se ligados, uma vez que o critério de profundidade média depende das profundidades individuais (apresentadas na Figura 26).

A profundidade individual de rugosidade ( $Rz_i$ ) define-se como a distância na vertical entre o maior pico e o maior vale no comprimento de base ( $L$ ) e a profundidade média de rugosidade, segundo a norma DIN 4768, corresponde à média aritmética da profundidade individual da rugosidade de cinco comprimentos de base ( $L$ ) sucessivos, definida matematicamente na equação (14):

$$Rz = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 Rz_i \quad (14)$$

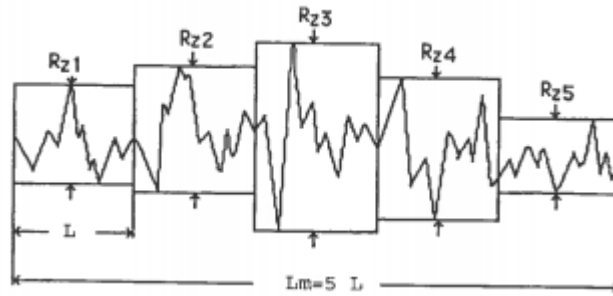


Figura 26 - Ilustração das profundidades individuais cuja média aritmética resulta na profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ), segundo a norma DIN 4768 [23].

### 3.6 Lubrificação e Refrigeração

A utilização de fluidos de corte nos processos de maquinagem tem duas funções bem especificadas, sendo elas a lubrificação e arrefecimento da zona de contacto entre a peça e a ferramenta, com o objetivo de reduzir as forças da interação entre os dois componentes e reduzir também a temperatura na zona de corte [23], [30].

Quando se trata de operações de alta velocidade, o arrefecimento torna-se na tarefa mais importante do fluido de corte, a velocidades médias ambas as funções são igualmente importantes, enquanto que a baixas velocidades, a lubrificação para baixar as forças de corte torna-se no fator de maior preponderância [30].

No geral, a utilização de lubrificantes constitui uma vantagem uma vez que vai diminuir o desgaste da ferramenta e promover um melhor ambiente ao corte por arranque de apara, o que vai permitir a utilização de maiores velocidades de corte sem que seja comprometido o tempo de vida da ferramenta.

Existe um leque muito variado de lubrificantes que podem ser empregues, desde os agentes sólidos (como por exemplo pós misturados com massa aplicados diretamente na ferramenta antes do processo de corte) ou os mais comuns fluidos de corte líquidos, sendo este o grupo mais comum e mais importante na indústria. Dentro deste grupo, pode ser feita uma divisão em três outros grupos [23]:

- Óleos puros;
- Óleos emulsionáveis (emulsões);
- Óleos sintéticos.

Existem ainda os fluidos de corte gasosos, que são habitualmente empregues com um objetivo mais vincado no arrefecimento. Este tipo de lubrificação é feita habitualmente recorrendo a dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) ou a azoto ( $\text{N}_2$ ), sendo referido normalmente como *cryogenic cooling*, sendo este um processo muito específico e relativamente pouco utilizado, apenas quando se tem um objetivo muito vincado na redução da temperatura na zona de corte [21], [23].

#### 3.6.1 Maquinagem ecológica – MQL

Atualmente não faz sentido falar de lubrificação sem se referir o impacto ambiental causado pela utilização excessiva de fluidos de corte, tratando-se este de um dos principais fatores de poluição industrial. Assim sendo, torna-se importante reduzir a utilização destes fluidos ou mesmo tentar a sua substituição por outros fluidos biodegradáveis.



Dada esta necessidade, surge o conceito de quantidade mínima de lubrificação (MQL), que consiste na pulverização de uma quantidade reduzida de óleo de corte num fluxo de ar comprimido para que este seja distribuído uniformemente na zona de corte.

Apesar desta evolução, o principal objetivo futuro, como ilustrado na Figura 27, passa pela maquinagem a seco, de modo a eliminar a poluição causada pelos fluidos de corte.

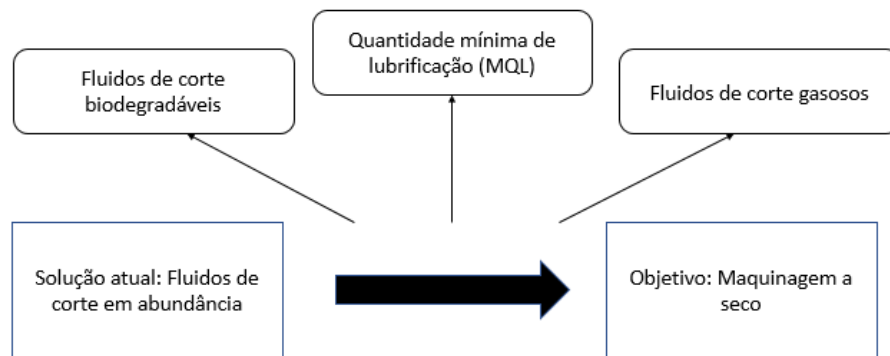


Figura 27 - Evolução ecológica dos métodos de lubrificação (adaptado de [23]).

### 3.7 Torneamento

O processo de torneamento é um dos processos de corte por arranque de apara mais comuns e consiste na combinação de dois movimentos: o movimento de rotação da peça a maquinar e o movimento de avanço da ferramenta. Este movimento de avanço pode ser feito na direção do eixo da peça ou na direção radial [33].

Esta combinação de movimentos permite fazer uma série de operações de corte, destacando-se o facejamento, perfilar, ranhurar, chanfrar ou mesmo a furação, entre outras operações, descritos na Figura 28.

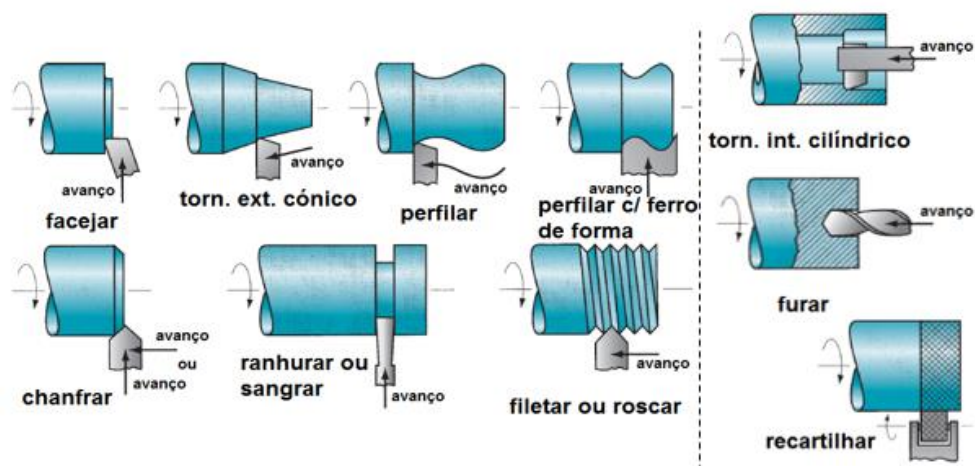


Figura 28 - Diferentes operações realizáveis no torno [28].

### 3.7.1 Parâmetros de corte

O processo de torneamento é definido por três parâmetros de corte:

- **Velocidade de corte ( $V_c$ ):** é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte, segundo a direção da aresta de corte. É calculada através da velocidade de rotação da peça ( $n$ ) e do diâmetro da peça a maquinar ( $D_m$ ) e calcula-se segundo a equação (15). É normalmente apresentado em [m/min];
- **Avanço ( $f$ ):** é o movimento entre a peça e a ferramenta que proporciona um levantamento repetido ou contínuo de aparta. É normalmente apresentado em [mm/rot];
- **Profundidade de corte ou penetração ( $A_p$ ):** é o movimento entre a peça e a ferramenta que determina a espessura da camada de material a ser retirada. É normalmente apresentado em [mm]

$$V_c = \frac{\pi * D_m * n}{1000} \quad (15)$$

### 3.7.2 Forças de Corte

A interação entre a peça e a ferramenta, durante os processos de corte, dá origem ao aparecimento de uma força de contacto, sendo esta força a responsável pelo arranque de aparta. A medição do seu valor é bastante importante na avaliação da maquinabilidade de um material, pois quanto maior for o seu valor, mais baixa é a maquinabilidade do material [21], [23], [30].

Nos processos de torneamento, por questões de simplificação, considera-se que a força de contacto é aplicada num ponto, como se verifica na Figura 29, quando na realidade se trata de uma carga distribuída pela aresta de corte.

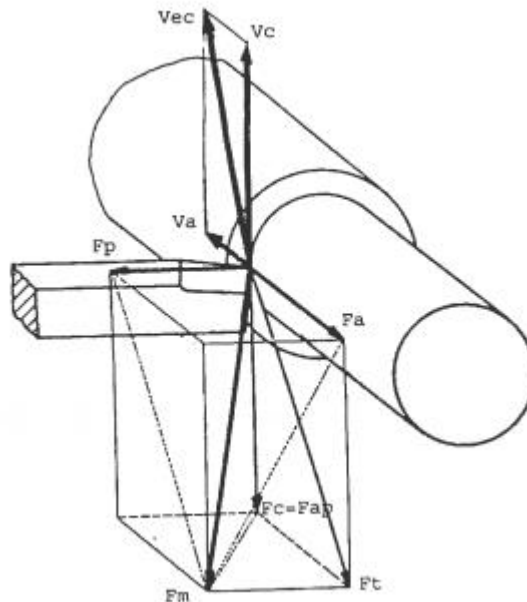


Figura 29 - Esquematização do ponto de aplicação das forças de contacto no processo de torneamento [23].

A força total que atua sobre a ferramenta denomina-se por força de maquinagem ( $F_m$ ) e pode ser decomposta sobre as três direções dos movimentos relativos entre a peça e a ferramenta,

resultando na força de avanço ( $F_a$ ), na força de penetramento ( $F_p$ ) e na força principal de corte ( $F_c$ ). Existe ainda a força ativa ( $F_t$ ) que corresponde à projeção da força de maquinagem sobre o plano de trabalho efetivo. Na Figura 29 encontram-se ainda representadas as velocidades de corte ( $V_c$ ), velocidade de avanço ( $V_a$ ) e velocidade efetiva de corte ( $V_{ec}$ ).

A determinação das forças de corte torna-se algo bastante importante na medida em que vai afetar bastante a escolha da ferramenta, de modo a maximizar o seu tempo de vida [21], [23].



## 4 Estudo da Maquinabilidade das Ligas TiAl

---

Desde que se entenderam as potencialidades das ligas TiAl que se começou a fazer um estudo mais aprofundado das suas características e começou a ser analisada a sua maquinabilidade de modo a conseguir trabalhar o material para que este possa ser utilizado a uma maior escala. Então neste subcapítulo irão ser abordados vários trabalhos sobre os diferentes processos de corte por arranque de apra, sendo que os parâmetros e resultados de trabalhos de torneamento serão os mais relevantes e mais aprofundados neste estudo. A análise terá como base variados estudos feitos sobre o torneamento da liga [38]–[43], sendo que também serão analisados trabalhos mais gerais sobre a maquinagem das ligas [6], [44]–[50]. Irão também ser analisados alguns trabalhos sobre outros processos de corte, por exemplo trabalhos mais focados na fresagem [51]–[59] e outros mais na furação [60]–[62]. São também analisados alguns trabalhos mais gerais sobre a maquinabilidade do material [63], [64] e também trabalhos sobre melhorias gerais nos parâmetros de corte [65], [66].

Irá ser feita uma análise mais aprofundada de sete trabalhos de torneamento de aluminetos de titânio, sendo que os seus resultados serão comparados entre si e com algumas conclusões retiradas de outros trabalhos referentes à maquinabilidade de TiAl, utilizado outros processos de corte que não o torneamento. Dentro dos trabalhos lidos, este grupo constitui uma série de trabalhos efetuados com parâmetros idênticos aos que se propõem neste trabalho, daí a sua análise mais detalhada. Os sete trabalhos referidos encontram-se referidos na Tabela 11.

A ideia da análise passa por observar o trabalho prático realizado por cada autor, analisando os resultados obtidos por cada um deles e comparando-os de modo a que se consiga perceber o porque das semelhanças ou diferenças nos resultados por eles obtidos. Com base nessa análise irá ser feita a seleção dos parâmetros experimentais do trabalho.

Tabela 11 - Lista de trabalhos analisados mais aprofundadamente para obtenção dos parâmetros experimentais.

Número do trabalho	Título do trabalho	Autor	Referência Bibliográfica
1	<i>The surface quality of a hipped gamma titanium aluminide bar after turning</i>	Zang, <i>et. al</i>	[38]
2	<i>Turning of gamma TiAl intermetallic alloys</i>	Beranoaguirre, <i>et. al.</i>	[41]
3	<i>On high speed turning of a third-generation gamma titanium aluminide</i>	Klocke, <i>et.al.</i>	[42]
4	<i>High performance cutting of gamma titanium aluminides: influence of lubricoolant strategy on tool wear and surface integrity</i>	Klocke, <i>et.al.</i>	[48]
5	<i>An evaluate approach to correlate machinability, microstructures, and material properties of gamma titanium aluminides</i>	Settineri, <i>et.al.</i>	[64]
6	<i>Milling and turning of titanium aluminides by using minimum quantity lubrication</i>	Priarone, <i>et. al.</i>	[50]
7	<i>Tool life and surface integrity when turning titanium aluminides with PCD tools under conventional wet cutting and cryogenic cooling</i>	Priarone, <i>et.al.</i>	[43]

#### 4.1 Análise individual dos diferentes trabalhos

Ao contrário do que acontece com a maior parte dos materiais, os aluminetos de titânio não têm ainda uma recomendação de parâmetros de corte feita pelos fabricantes de ferramentas. De acordo com a Sandvik [33], [67], os materiais a ser maquinados dividem-se em seis grupos diferentes, sendo que o grupo onde melhor se enquadram estas ligas seria o grupo S (*heat resistant alloys*). No entanto, este grupo foi pensado para a maquinagem de superligas de ferro ou níquel, que como já foi observado no capítulo 2. Para além disso, apesar de não serem ligas com uma maquinabilidade ideal, as superligas de níquel utilizam parâmetros diferentes de corte, sendo utilizadas velocidades mais elevadas (150-200 m/min) [68] do que as velocidades que são utilizadas para maquinar TiAl (por norma não são maiores que 100 m/min).

Como tal, de maneira a ter noção dos parâmetros de corte normalmente utilizados na maquinagem do TiAl, é necessário fazer uma análise dos trabalhos feitos pelos diversos autores, de modo a observar que resultados obtiveram e tentar, através dessa análise, fazer uma seleção de parâmetros adequados não só ao material a maquinar como à ferramenta utilizada.

##### 4.1.1 Trabalho 1

Assim sendo, analisando o primeiro trabalho encontrado acerca do torneamento de TiAl, realizado por Zang, *et. al.* [38], verifica-se que as velocidades de corte utilizadas são bastante baixas, tendo uma variada gama de avanços e profundidades de corte relativamente elevadas

(Tabela 12). Verifica-se também que a liga utilizada pelo autor possui a seguinte composição química: Ti-48.7Al-1.95Mn-2.06Nb (at%).

Tabela 12 - Parâmetros de corte utilizados no estudo de Zang, et. al. [38].

<b>Velocidades de corte (Vc) [m/min]</b>	<b>Avanço (f) [mm/rot]</b>	<b>Profundidade de corte (Ap) [mm]</b>
25, 35, 40	0.06; 0.13; 0.18; 0.25	0.5; 1; 2

No seu trabalho, os autores utilizam três ferramentas diferentes, todas elas com geometria quadrada, mas com especificações diferentes (ver Tabela 13).

Tabela 13 - Ferramentas utilizadas por Zang, et. al. [38].

<b>Material</b>	<b>Designação</b>	<b>Dureza (HV)</b>
6UF	SNUN 120408	2075
H6F	SNUN 120408	1775
H13A	SNMA 120408	2200

Dos resultados obtidos, os autores concluem que o fator que mais influencia a rugosidade superficial obtida é o avanço, concluindo também que tanto a velocidade de corte como o material da pastilha não tinham grande influência na qualidade superficial. Os autores quantificam estas influências, como representado na Figura 30.

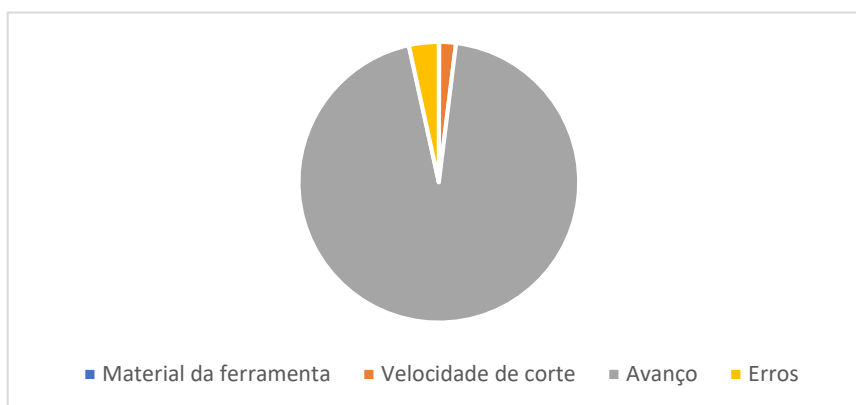


Figura 30 - Gráfico de análise de influência dos parâmetros experimentais nos resultados obtidos (adaptado de [38]).

Para além disso, os autores retiram também uma série de conclusões acerca do que acontece na superfície dos provetes maquinados. Nessa superfície, observam-se micro-fendas, que são associadas pelo autor às características microestruturais do material. Observa-se também uma camada superficial endurecida pela maquinagem do material. Este endurecimento superficial pode revelar-se um problema sério na maquinabilidade destes materiais, uma vez que o valor de dureza do material no centro do provete se encontra a 350-370 HV e à superfície obtiveram-se valores desde 500 a 680 HV, havendo um acentuado aumento no valor da dureza.

#### 4.1.2 Trabalho 2

Neste trabalho, Beranoagirre, et. al. [41] faz testes de torneamento em duas ligas de TiAl diferentes:

- Liga TNB: constituição do tipo [Ti-(44-45) Al-(5-10) Nb-(0.2-0.4) C]
- Liga TNM: constituição do tipo [Ti-(43-45) Al-(5-8) Nb/Mo-(0-0.4) B/C]

Os autores efetuam testes em ambos os materiais com os mesmos parâmetros de corte e com ferramentas também iguais, em carboneto de tungstênio (metal duro), do material ISO 20, fornecidas pela Mistubishi. A geometria utilizada é a CNMG 120412. O fluido de corte utilizado é o FU 70 Rhenus, um óleo de corte para utilização em materiais de baixa maquinabilidade.

Os parâmetros de corte ensaiados apresentam-se na Tabela 14.

Tabela 14 - Parâmetros de corte utilizados pelo autor no seu trabalho. [41].

<b>Velocidade de corte Vc [m/min]</b>	<b>Avanço (f) [mm/rot]</b>	<b>Profundidade de corte (Ap) [mm]</b>
40; 50; 60	0.05; 0.1; 0.15	0.5; 1; 1.5; 2

No seu trabalho, os resultados analisados são referentes ao tempo de vida da ferramenta e da sua variação com os parâmetros de corte. A análise do desgaste é feita tendo como critério um valor máximo do desgaste médio do flanco VB de 0.3 mm.

Os resultados (Tabela 15) mostram que tanto a velocidade de corte como o avanço são os principais causadores do desgaste da ferramenta.

Tabela 15 - Resultados obtidos no torneamento de TiAl por Beranoagirre, et. al. [41].

<b>Velocidade de corte (Vc) [m/min]</b>	<b>Avanço (f)</b>	<b>Liga TNB</b>	<b>Liga TNM</b>
<b>40</b>	0.05	100%	100%
	0.1	40%	68%
	0.15	15%	10%
<b>50</b>	0.05	32%	20%
	0.1	7%	2%
	0.15	3%	0.5%
<b>60</b>	0.05	3%	1%
	0.1	2%	0.4%
	0.15	1%	0.2%

Os resultados referenciados na Tabela 15 são apresentados sob a forma de uma comparação, onde a uma velocidade de corte de 40 m/min e com um avanço de 0.05 mm/rot, considera-se 100% do tempo de maquinagem, sendo que os valores percentuais apresentados são calculados comparativamente aos parâmetros iniciais.

Analisando os resultados obtidos, nota-se que as ligas TNM apresentaram uma pior maquinabilidade, atingindo, de maneira geral, o desgaste máximo da ferramenta em menos tempo. Observa-se também que, tal como observado noutros trabalhos, a velocidade de corte é



o parâmetro de maior preponderância quando se analisa o desgaste da ferramenta, apesar do avanço também fazer diminuir significativamente o seu tempo de vida.

#### 4.1.3 Trabalho 3

Em 2012, Klocke, et. al. [42] desenvolveram um trabalho bastante completo acerca do torneamento dos aluminetos de titânio. No seu trabalho, os autores utilizam uma liga TNB de 3ª geração com a composição Ti-45Al-8Nb-0.2C-0.2B. A principal diferença destas ligas para as de gerações anteriores prende-se no facto de apresentarem uma maior concentração de nióbio, que reforça a resistência mecânica do material e melhora a sua estabilidade térmica.

Os testes foram feitos em varões de TiAl com diâmetro de 14mm, após ter sido feita uma passagem inicial para remover a superfície resultante da fundição.

Os testes realizados podem ser divididos em duas partes. A primeira parte utiliza pastilhas redondas RCMX 120400, num ambiente de lubrificação MQL, e com condições de corte a variar conforme apresentado na Tabela 16. Com o objetivo de tentar reduzir as forças de corte obtidas e o desgaste da ferramenta, os autores propõem a utilização de arrefecimento criogénico nas ferramentas. Dessa ideia surge a segunda parte do trabalho, onde o autor, com uma pastilha rômica CNMA 120408, fixa os parâmetros de corte ( $V_c=100$  m/min;  $f=0.1$  mm/rot;  $A_p=0.4$  mm) e efetua testes a seco, utilizando MQL e também arrefecimento criogénico.

Tabela 16 - Parâmetros de corte utilizados por Klocke, et. al., na primeira parte do seu trabalho [42].

Velocidade de corte $V_c$ [m/min]	Avanço ( $f$ ) [mm/rot]	Profundidade de corte ( $A_p$ ) [mm]
60; 80; 100	0.05; 0.1; 0.15; 0.2	0.1; 0.2; 0.3; 0.4

Também na segunda parte do trabalho, para além de variar o tipo de lubrificação, os autores variam também o chanfro da ferramenta, utilizando três geometrias diferentes, representadas na Figura 31 e cujas dimensões podem ser observadas na Tabela 17.

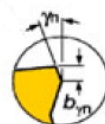
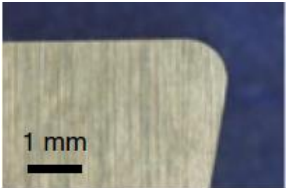




Figura 31 - Dimensões do chanfro na aresta de corte [42].

Tabela 17 - Diferentes chanfros utilizados e respetivas dimensões [42].

Ferramenta 1	Ferramenta 2	Ferramenta 3
$\gamma_n=0$ ; $b_{\gamma_n}=0$ (ferramenta de aresta afiada)	$\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma_n}=0.25$ mm	$\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma_n}=0.50$ mm
		

Quanto aos resultados obtidos, os autores começam por avaliar o tipo de aparas. Verifica-se então uma relação entre o tipo de aparas obtida com os parâmetros de corte e tipo de lubrificação utilizada. Nos testes efetuados com a pastilha de geometria RCMX, verifica-se um aumento no tamanho da aparas com a mudança da profundidade de corte ( $a_p$ ) de 0,3 mm para 0,4 mm e com o aumento da velocidade de corte para 100 m/min. Com o aumento destes parâmetros, verifica-se um aumento da temperatura na zona de deformação o que conduz a um amaciamento do material, verificando-se então um crescimento nas aparas obtidas.

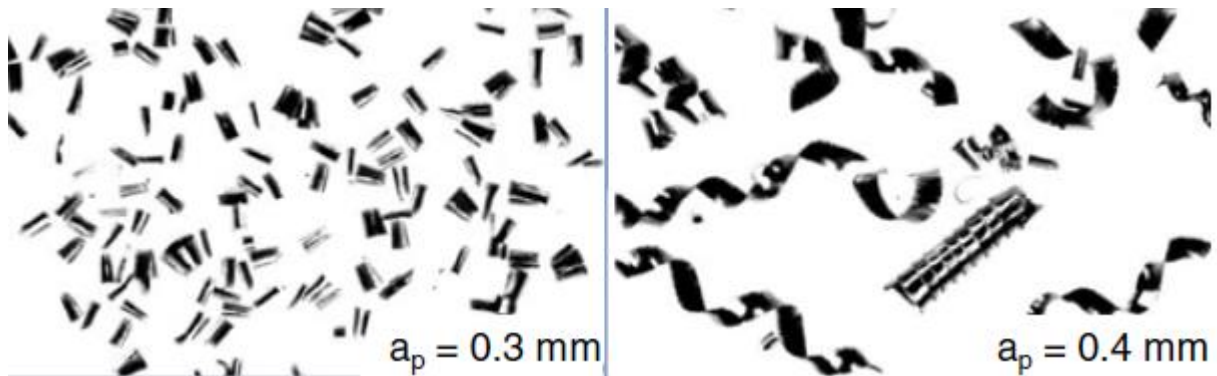


Figura 32 - Diferença na morfologia da aparas, variando a profundidade de corte e mantendo  $V_c=80\text{m/min}$  e  $f=0.1\text{mm/rot}$  (adaptado de [42]).

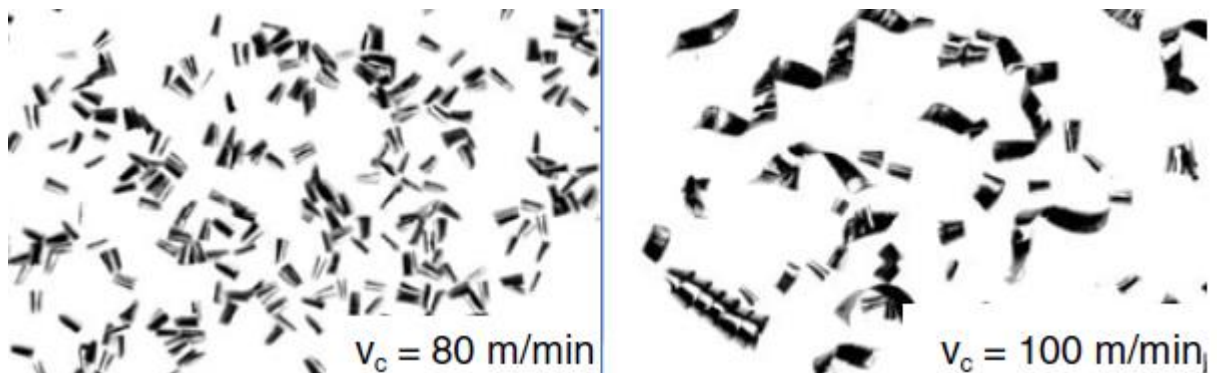








Figura 33 - Diferença na morfologia da aparas, variando a velocidade de corte e ficando  $f=0.1\text{mm/rot}$  e  $A_p=0.2\text{mm}$  (adaptado de [42]).

Quanto aos testes efetuados com a pastilha de geometria CNMA, o que se verifica é um aumento do tamanho da aparas com a utilização de ferramentas com uma aresta mais viva. À medida que o chanfro da ferramenta aumenta, o tamanho da aparas aumenta também. Quanto à lubrificação, dada a redução de temperaturas na zona de corte promovida pelo arrefecimento criogénico, vai haver também uma redução no tamanho da aparas quando comparada à aparas obtida com maquinagem a seco.

Nota-se também que as aparas obtidas na maquinagem a seco têm uma cor mais escura (Tabela 18) devido à temperatura mais elevada que se faz sentir no processo de corte.

Tabela 18 - Morfologias de aparas obtidas com parâmetros de corte fixos e variando o chanfro da ferramenta e o tipo de lubrificação [42].

Tipo de lubrificação	Ferramenta afiada	$\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma n}=0.25\text{mm}$	$\gamma_n=20^\circ$ ; $b_{\gamma n}=0.50\text{mm}$
Seco			
Criogénico			

Quanto à qualidade da superfície obtida, o desafio passa pela obtenção de uma superfície sem fendas, tendo em conta que, segundo Sharman, et.al. [40], o número de fendas obtidas é proporcional à qualidade superficial e também que esse número aumenta com o aumento do avanço e com a diminuição da velocidade de corte.

Analisando os seus resultados, os autores verificam que, ao fixar a velocidade de corte em 80m/min e a profundidade em 0.2mm, observa-se um aumento na rugosidade (analisadas  $R_a$  e  $R_z$ ) com o aumento do avanço, sendo este aumento praticamente linear, como se pode observar na Figura 34.

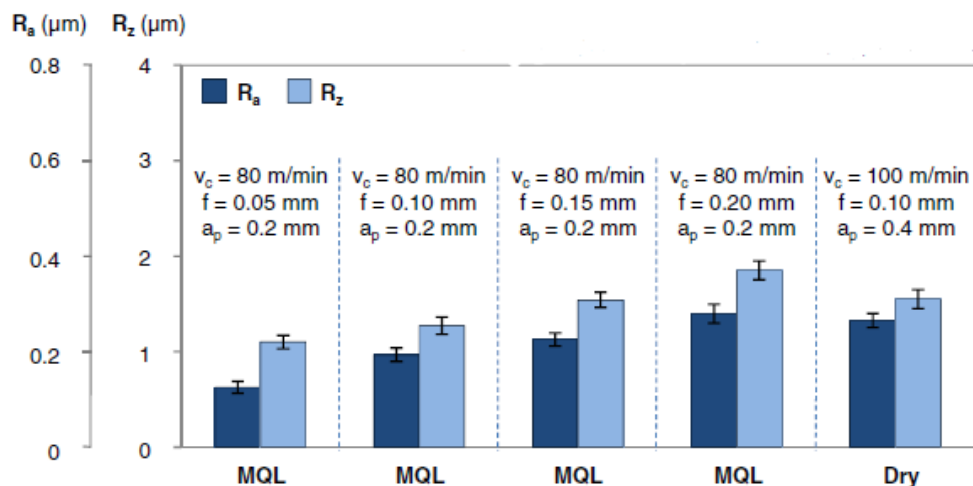


Figura 34 - Valores de rugosidade obtidos com a geometria RCMX [42].

Quanto aos ensaios efetuados com a ferramenta CNMA, observa-se uma melhoria nos valores de rugosidade com o aumento do tamanho do chanfro (Figura 36). Observa-se também que o ambiente de arrefecimento criogénico proporciona um melhor acabamento superficial, o que leva à conclusão que quanto melhor for a aparta obtida, melhor será o acabamento superficial.

O principal problema associado à utilização de ferramentas com chanfro prende-se no facto de se observar um maior desgaste nestas, ou seja, para além de já serem mais caras à partida devido ao chanfro, ainda têm um tempo de vida mais curto devido ao desgaste mais acentuado, como se verifica na Figura 35.

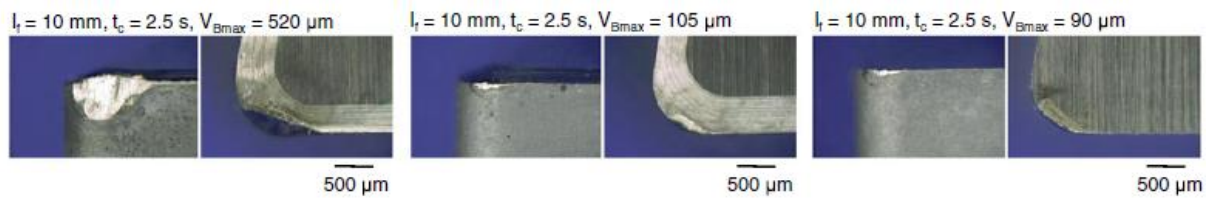


Figura 35 - Comparação do desgaste obtido ao fim de 2.5 segundos de corte nas ferramentas CNMA para as diferentes dimensões de chanfros utilizadas [42].

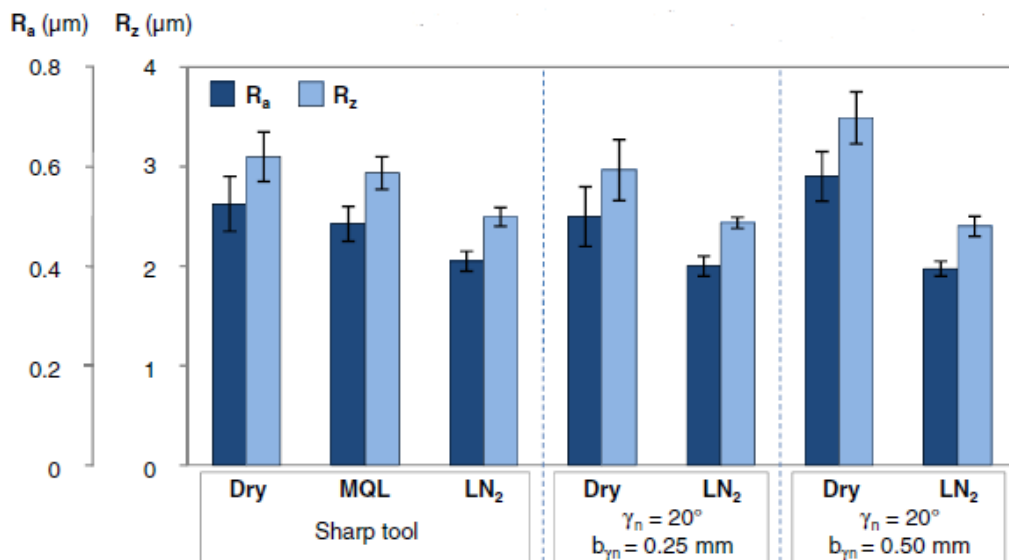


Figura 36 - Valores de rugosidade obtidos com a ferramenta de geometria CNMA, com parâmetros de corte fixos em  $V_c=100m/min$ ,  $f=0.1mm/rot$  e  $A_p=0.4mm$  [42].

Verificou-se também que a qualidade superficial obtida é diretamente proporcional ao desgaste da ferramenta, sendo que numa fase em que o desgaste se verifica já num valor de VB acima do recomendado, a superfície obtida apresenta uma má qualidade superficial (Figura 37). Esse foi um dos fatores que levou à obtenção de melhores resultados com o arrefecimento criogénico, uma vez que nesse ambiente, o tempo de vida da ferramenta é maior, não tendo chegado ao seu desgaste máximo.

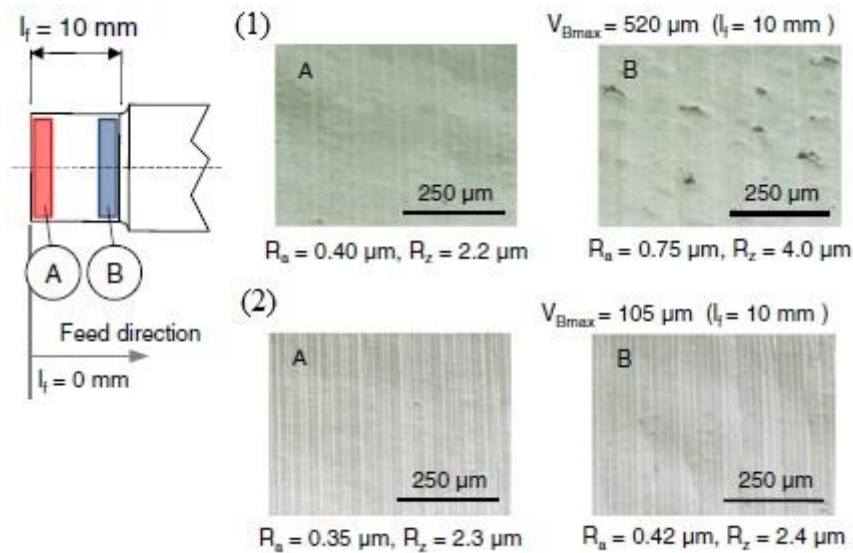


Figura 37 - Comparação de resultados no início e no fim do processo de corte, com maquinagem a seco (1) e maquinagem com arrefecimento criogénico (2) (adaptado de [42]).

Quanto às forças de corte medidas (Figura 38), a primeira conclusão que se pode retirar é acerca do seu acentuado aumento com o aumento da profundidade de corte. Quanto à velocidade de corte, pouca diferença se nota nas forças de corte com a sua variação, pelo que o aumento do avanço já provoca um ligeiro aumento nas forças medidas, apesar de não ser tão acentuado como se verifica no aumento da profundidade.

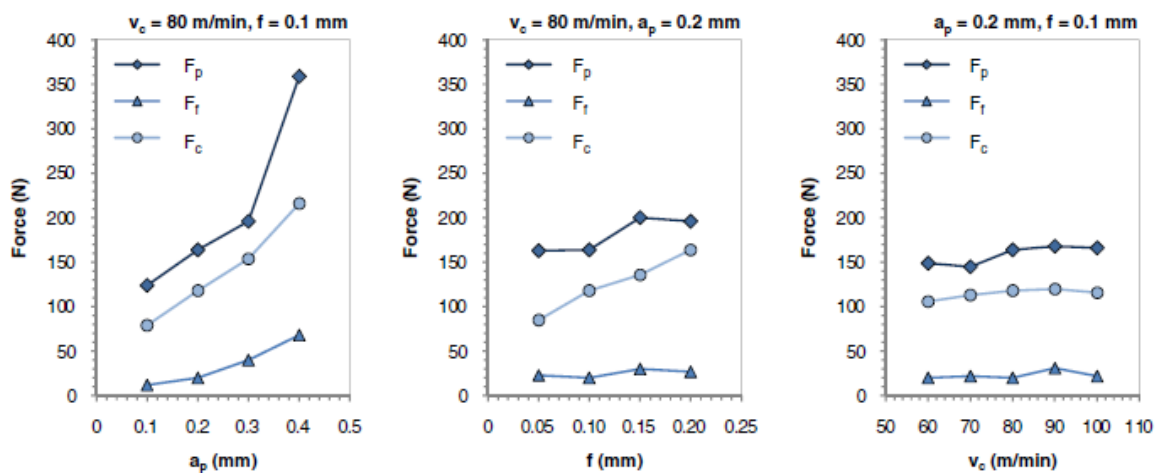


Figura 38 - Variação das forças de corte em função da variação dos parâmetros de corte. Resultados verificados com a ferramenta de geometria RCMX [42].

Nos ensaios feitos com as ferramentas de geometria CNMA, o que se verifica é um aumento considerável das forças de corte com o aumento do desgaste da ferramenta. Verifica-se também que a presença do chanfro não conduz a valores de forças de corte mais baixos, sendo os valores obtidos bastante parecidos, como se verifica da comparação da Figura 38 com a Figura 39.



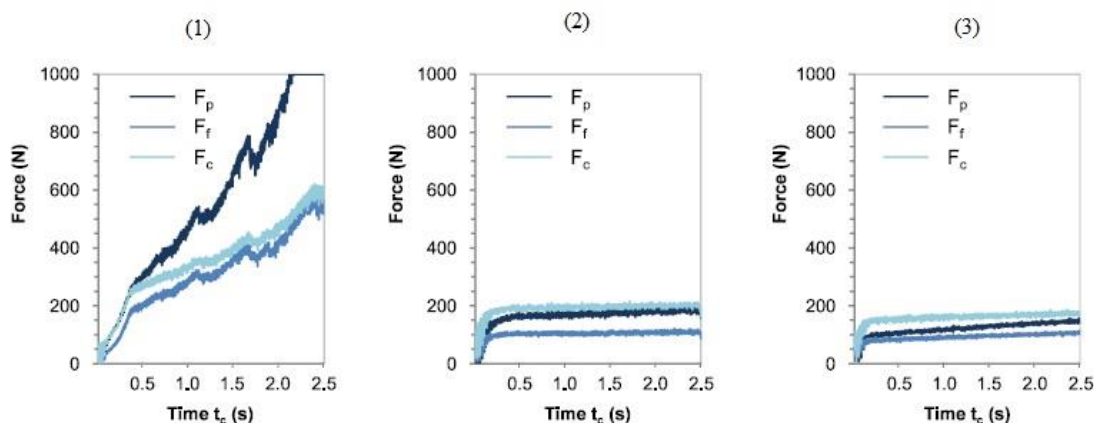


Figura 39 - Forças de corte obtidas com as ferramentas de geometria CNMA. (1) – maquinagem a seco e ferramenta com chanfro de dimensões  $\gamma_n=20^\circ$ ;  $b_{\gamma n}=0.50\text{mm}$ ; (2) maquinagem com arrefecimento criogénico e chanfro de dimensões  $\gamma_n=20^\circ$ ;  $b_{\gamma n}=0.50\text{mm}$ ; (3) maquinagem com arrefecimento criogénico e de aresta afiada. (adaptado de [42]).

Em relação ao desgaste da ferramenta, o que se nota no caso dos ensaios que utilizam ferramentas com geometria RCMX, é um aumento maior do desgaste com o aumento da velocidade de corte (Figura 40). Isto pode ser encarado como um problema, uma vez que anteriormente já foi concluído que maiores velocidades de corte permitem a obtenção de melhores resultados. Assim sendo, o desafio passa por encontrar o ponto de equilíbrio ideal entre o tempo de vida das ferramentas de corte e a qualidade superficial pretendida.

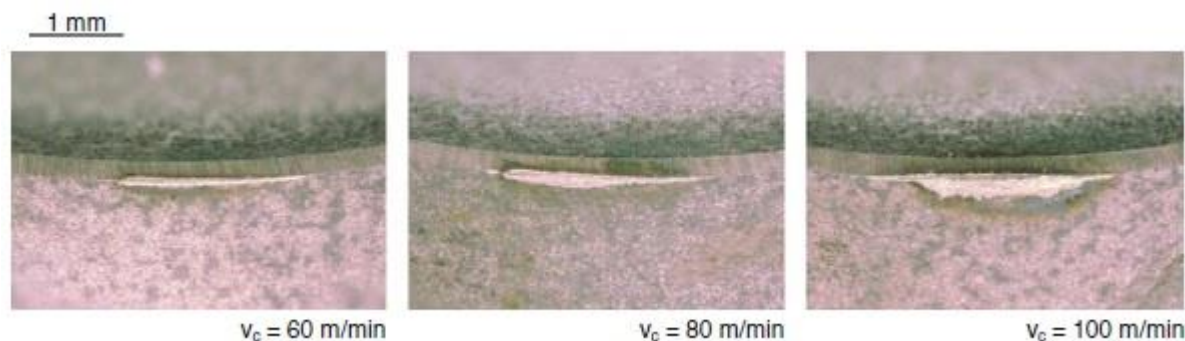


Figura 40 - Variação do desgaste das ferramentas em função do aumento da velocidade de corte. Os valores de avanço e profundidade de corte foram fixados em 0.1mm/rot e 0.2mm, respetivamente. Resultados verificados para ensaios com ferramentas de geometria RCMX (adaptado de [42]).

Em relação aos ensaios efetuados com ferramentas de geometria CNMA, o que se verifica é que na maquinagem a seco, o tempo de vida da ferramenta é demasiado reduzido. Verifica-se um aumento muito elevado do tempo de vida da ferramenta com a utilização de arrefecimento criogénico.

Como conclusão, o que se verifica neste estudo é que, apesar das dificuldades na maquinagem deste material, os resultados obtidos com as ferramentas RCMX cumprem os requisitos rígidos de qualidade superficial impostos pela indústria aeroespacial ( $R_a < 0.4\mu\text{m}$ ). Conclui-se também que as velocidades mais elevadas promovem melhores resultados, apesar de baixarem significativamente o tempo de vida das ferramentas, passando por aqui um dos maiores desafios na maquinagem de TiAl. Finalmente conclui-se que o arrefecimento criogénico é uma hipótese

a explorar melhor, uma vez que se obtiveram resultados bastante promissores com este tipo de lubrificação.

#### 4.1.4 Trabalho 4

Neste trabalho, o principal foco dos autores passa por perceber a influência do método de lubrificação no desgaste das ferramentas e na qualidade superficial. Para isso, os autores utilizam uma liga com a designação 45-2-2 XD (Ti-45Al-2Nb-2Mn-0.8B at.%), em varões de 14mm de diâmetro.

A pastilha de corte utilizada tem a designação CNMA 120424 e foi utilizada com o carboneto ISO K10. Os tipos de lubrificação testados foram: seco, lubrificação normal, lubrificação a alta pressão, arrefecimento criogénico (com azoto liquido) e MQL. Quanto à lubrificação a alta pressão, foram utilizadas três pressões diferentes: 80; 150 e 300 bar, enquanto a lubrificação normal é feita a 6 bar. Os parâmetros de corte foram fixados em  $V_c=80\text{m/min}$ ;  $f=0.1\text{mm/rot}$  e  $A_p=0.25\text{mm}$ .

Em relação aos resultados obtidos, a primeira conclusão é que, com estes parâmetros, não é possível maquinar a liga selecionada a seco. A falta de fluido de corte conduz a temperaturas demasiado elevadas na zona de corte, conduzindo a uma falha catastrófica da ferramenta.

Descartando então o torneamento a seco, foi analisado o resultado para os diferentes tipos de lubrificação após 10 segundos de maquinagem. Os resultados de desgaste foram analisados utilizando o critério do  $VB_{\max}$  (secção 3.4.3).

Inicialmente, verifica-se que a lubrificação a alta pressão (com uma pressão de 300bar) obtém um desgaste 41% mais baixo do que a lubrificação comum. Isto pode ser associado com o decréscimo de temperatura na zona de corte. Para além disso, verifica-se que o arrefecimento criogénico é o tipo de lubrificação que obtém melhores resultados referentes ao desgaste de ferramentas (61% inferior ao valor obtido com lubrificação normal) (Figura 41).

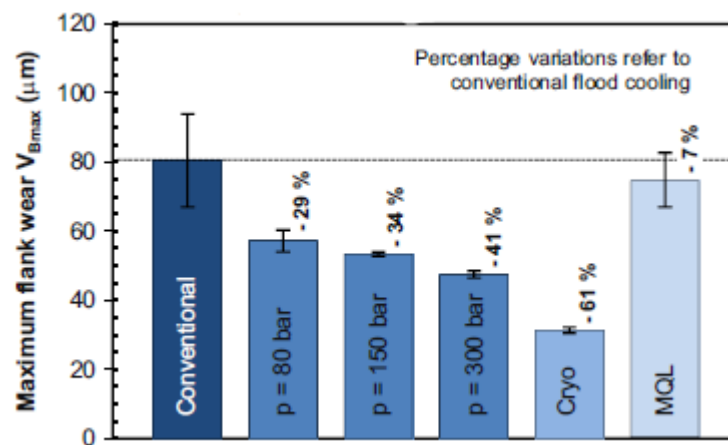


Figura 41 - Valores de desgaste obtidos ao fim de 10 segundos de corte, com os parâmetros fixos em:  $V_c=80\text{m/min}$ ;  $f=0.1\text{mm/rot}$ ;  $A_p=0.25\text{mm}$  [48].

Em relação aos valores de forças de corte obtidos, verifica-se um ligeiro aumento da força de corte  $F_c$ , que pode ser associado à menor temperatura verificada na zona de corte, devida a uma refrigeração mais eficaz, o que conduz a uma melhor resistência mecânica do material na zona de corte, provocando um ligeiro aumento (cerca de 13% quando comparada a lubrificação

normal com a lubrificação a 300bar). Para além disso, ainda se verifica uma ligeira diminuição na força de penetramento  $F_p$  (Figura 42).

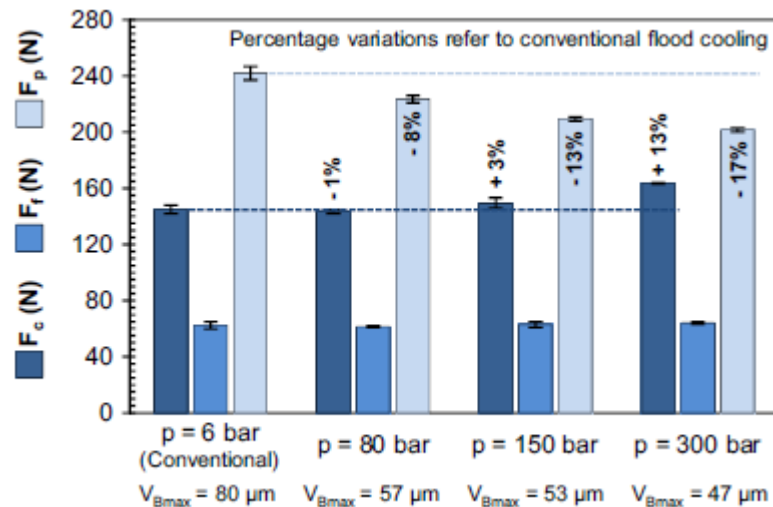


Figura 42 - Variação das forças de corte com o tipo de lubrificação utilizado, utilizando os parâmetros anteriormente fixados e um tempo de corte de 10 segundos [48].

Quanto à qualidade superficial obtida no seu estudo, o autor verifica que a maquinagem a seco foi a que obteve piores resultados de rugosidade superficial. Conclui-se também que o aumento da pressão do fluido de corte, até aos 80bar não tem uma grande diferença em relação aos resultados obtidos com lubrificação normal, mas à medida que a pressão do óleo de corte sobe, a qualidade das superfícies obtidas começa a descer. Em relação aos resultados obtidos com arrefecimento criogénico, mais uma vez se verificaram como os melhores. Os resultados obtidos com MQL também foram bastante satisfatórios (Figura 43).

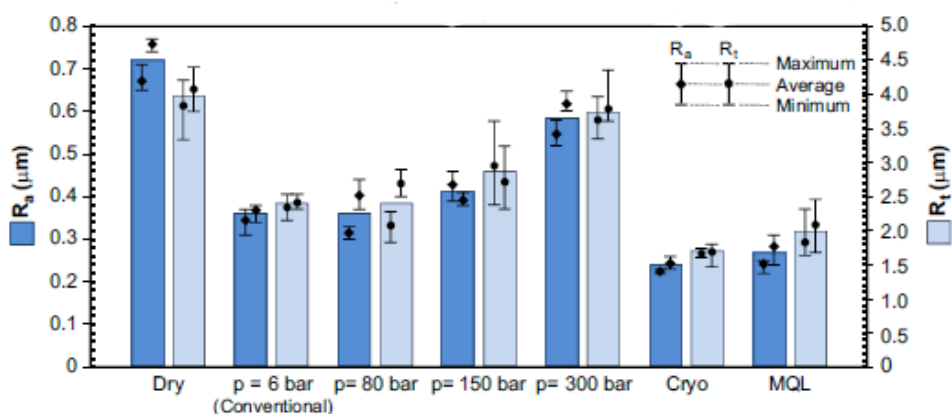


Figura 43 - Resultados de rugosidade superficial obtidos com os diferentes tipos de lubrificação, com parâmetros de corte fixos ( $V_c=80m/min$ ;  $f=0.1mm/rot$ ;  $A_p=0.25mm$ ) [48].

Posteriormente, o autor realiza os mesmos ensaios, mas com uma ferramenta ligeiramente diferente, com um raio de ponta ( $r_e$ ) de 0.8mm, sendo que o raio de ponta testado anteriormente era de 2.4mm. Apesar da redução considerável que se verifica nas forças de corte (Figura 44),



verifica-se um aumento do desgaste da ferramenta (Figura 45), o que valida a hipótese que a diminuição do raio de ponta, apesar de levar a forças de corte mais baixas, conduz a um desgaste mais acentuado da ferramenta.

A diminuição do raio de ponta conduziu também a um decréscimo da qualidade superficial obtida.

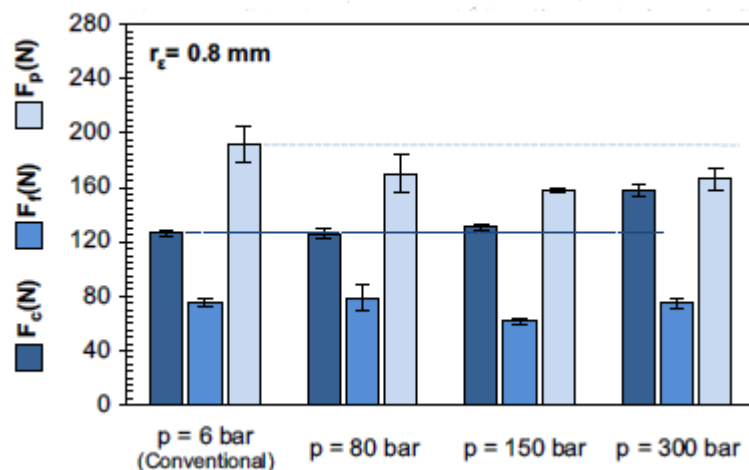


Figura 44 - Forças de corte obtidas com parâmetros fixados, em diferentes ambientes de lubrificação, utilizando a pastilha CNMA120408 [48].

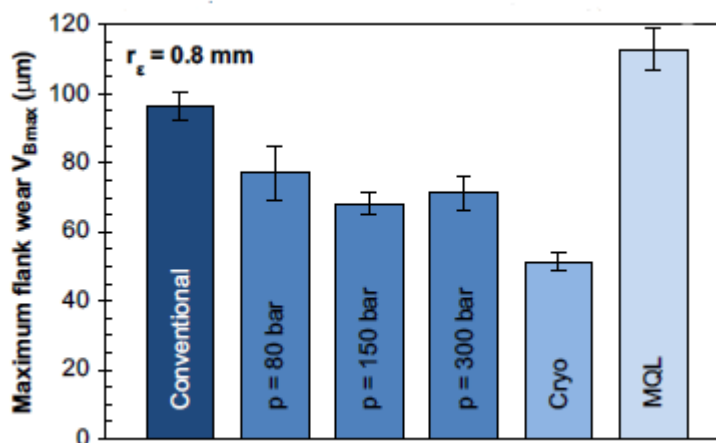


Figura 45- Comparação dos diferentes valores de desgaste das ferramentas com parâmetros fixados, em diferentes ambientes de lubrificação, utilizando a pastilha CNMA120408 [48].

Concluindo, a lubrificação a alta pressão, apesar de reduzir o desgaste das ferramentas, faz com que estas estejam sujeitas a uma maior carga mecânica, o que pode conduzir a fraturas da ferramenta durante o processo de corte. Conclui-se também que, mais uma vez, o arrefecimento criogénico obtém valores bastante interessantes no que diz respeito, quer das superfícies obtidas, quer do desgaste da ferramenta [48].

#### 4.1.5 Trabalho 5

Neste trabalho, os autores desenvolvem uma comparação na maquinabilidade de três ligas TiAl com composições diferentes, com vista a analisar as diferenças comportamentais entre elas. Este trabalho acaba por ser de interessante análise uma vez que mostra as diferenças que podem existir dentro de um grupo de ligas que, já de si, tem propriedades muito únicas.

As ligas em análise têm as seguintes composições:

- Ti-48Al-2Cr-2Nb;
- Ti-45Al-2Nb-2Mn + 0.8vol% TiB<sub>2</sub>;
- Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B.

O trabalho experimental consiste na caracterização de algumas propriedades mecânicas e, posteriormente, numa avaliação da sua maquinabilidade, através de ensaios de torneamento e fresagem, sendo que para este trabalho, os ensaios de torneamento são de maior interesse.

Quanto às suas propriedades, foram feitos ensaios de tração de onde se verificou que o material com melhor resistência mecânica foi o Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B. Isto pode ser devido à presença de boro, que leva a um refinamento do grão, que pode resultar em melhor resistência mecânica [10]. Para além disso, como seria de esperar, a liga com maior percentagem de alumínio é a que apresenta melhor ductilidade (avaliando que é a que tem maior extensão até à rotura). Os resultados dos ensaios de tração encontram-se na Figura 46.

Foi feita também uma análise das diferentes propriedades das ligas, cuja comparação está feita na Figura 47.

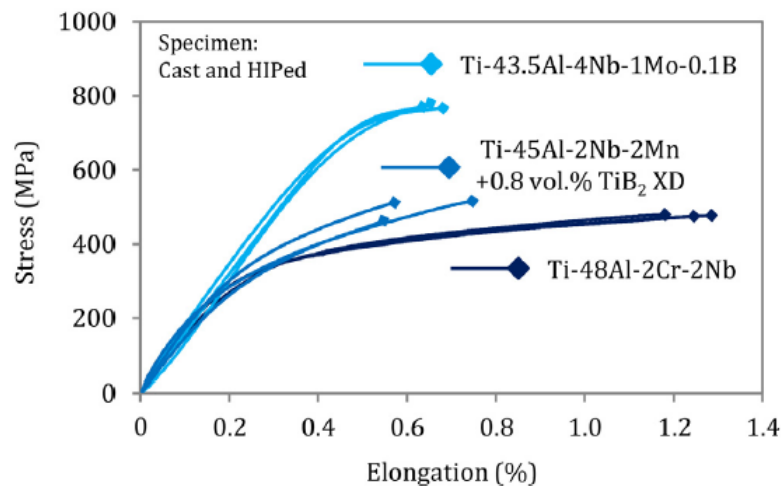


Figura 46 - Curva de Tensão vs Extensão dos materiais em comparação, obtida através da realização de ensaios de tração [64].

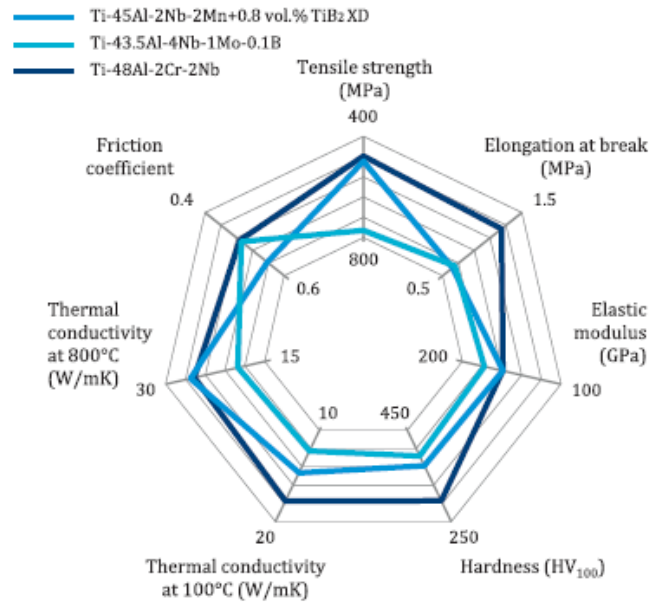


Figura 47 - Comparação de várias propriedades mecânicas das ligas estudadas [64].

Quanto aos ensaios de torneamento, os parâmetros utilizados foram fixados em  $V_c=80\text{m/min}$ ;  $f=0.1\text{mm/rot}$  e  $A_p=0.25\text{mm}$ . A pastilha utilizada foi uma pastilha ISO K10 com geometria CNMA 120424. O objetivo dos ensaios passa por verificar que diferentes resultados podem ser esperados mediante a variação da liga maquinada.

Para a avaliação do desgaste das ferramentas, estabeleceu-se o critério de  $VB_{\max}=100\mu\text{m}$  e obtiveram-se os resultados representados na Figura 48. Como destaque, verifica-se que a liga Ti-45Al-2Nb-2Mn + 0.8vol% TiB<sub>2</sub> levou a uma falha catastrófica da ferramenta, sendo que esta atingiu o desgaste máximo mal entrou em contacto com a peça, mas ainda maquinou o provete durante um pouco menos que dois minutos.

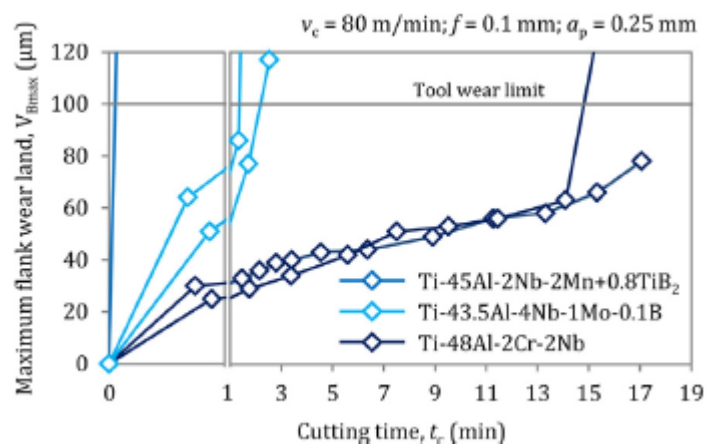


Figura 48 - Resultados de desgaste das ferramentas nos diferentes materiais, sujeitos às mesmas condições de corte [64].

Em relação à rugosidade obtida (Figura 49), os valores foram bastante positivos, apresentando-se os três materiais com rugosidade média abaixo dos  $0.4\mu\text{m}$ , valor limite imposto para componentes utilizados na indústria aeroespacial. O principal problema foi a presença de

algumas microfendas nas superfícies dos três materiais depois de torneados. Este problema não se verificou na fresagem.

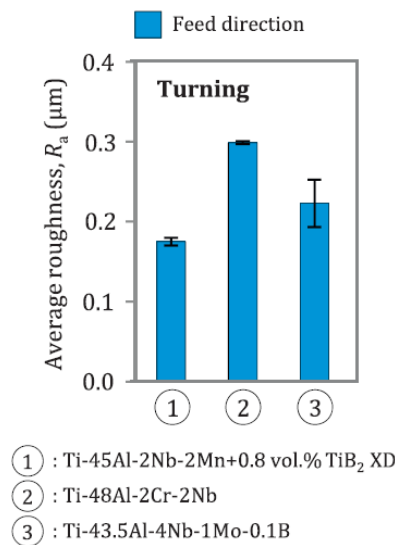


Figura 49 - Valores de rugosidade superficial obtidos nos testes de maquinabilidade das três ligas [64].

Concluindo, a liga que foi mais fácil de trabalhar foi a Ti-48Al-2Cr-2Nb, potencialmente pelo facto de ter uma resistência mecânica ligeiramente mais baixa e uma maior ductilidade, associada ao seu valor relativamente alto de condutividade térmica (ver Figura 47). Quanto às outras ligas analisadas, apresentam resultados um pouco contraditórios, uma vez que a liga Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B, apesar da sua maior resistência mecânica, obteve melhores características de maquinabilidade em relação à liga Ti-45Al-2Nb-2Mn + 0.8vol% TiB<sub>2</sub>. Este resultado pode surgir associado à presença do composto TiB<sub>2</sub>, que poderá ter funcionado como material abrasivo, aumentando o desgaste prematuro das ferramentas de corte.

A conclusão mais importante a retirar deste trabalho passa pelo facto de cada liga ter um comportamento muito característico, sendo que os diferentes elementos de liga acabam por ter um papel determinante nas propriedades apresentadas pela liga e, consequentemente, nos parâmetros ideais de corte a utilizar [64].

#### 4.1.6 Trabalho 6

Neste trabalho, os autores fazem uma análise de torneamento e fresagem usando o método de lubrificação MQL. O material utilizado é uma liga com a constituição Ti-48Al-2Cr-2Nb.

Nos ensaios de torneamento, os autores utilizam duas pastilhas com geometrias iguais, mas com diferentes tamanhos, de modo a comparar as diferenças entre os seus tamanhos. As ferramentas utilizadas são as RCMT 08 03 M0-SM S05F e RCMT 12 04 M0-SM S05F. A única diferença entre elas é o seu tamanho. As pastilhas são de metal duro revestido, sendo o revestimento feito com uma camada interior de Ti(C,N), camada média de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e uma camada exterior de TiN.

Os ensaios são feitos com velocidades de corte a variar entre 25 e 50 m/min, avanços a variar entre 0.1 e 0.3 mm/rot e profundidades de corte a variar entre 0.3 e 0.7mm. Os parâmetros vão ser utilizados nas duas ferramentas e vão ser feitos a seco, com lubrificação normal e com MQL, de modo a comparar os resultados obtidos nos diferentes ambientes.

Feitos os ensaios, os autores começam por analisar o desgaste das ferramentas utilizadas, concluindo que o principal mecanismo de desgaste é a abrasão, verificando-se um desgaste uniforme na aresta de corte. Foi também detetada a adesão de algumas partículas nas superfícies desgastadas da ferramenta.

A análise ao desgaste das ferramentas é feita assumindo como critério de desgaste máximo um valor de  $VB_{max}=0.2mm$ . Assim, a tendência demonstrada nos resultados foi de que um ambiente com mais lubrificação promove um menor desgaste das ferramentas, logo um maior tempo de vida das mesmas, como se verifica nos gráficos da Figura 50.

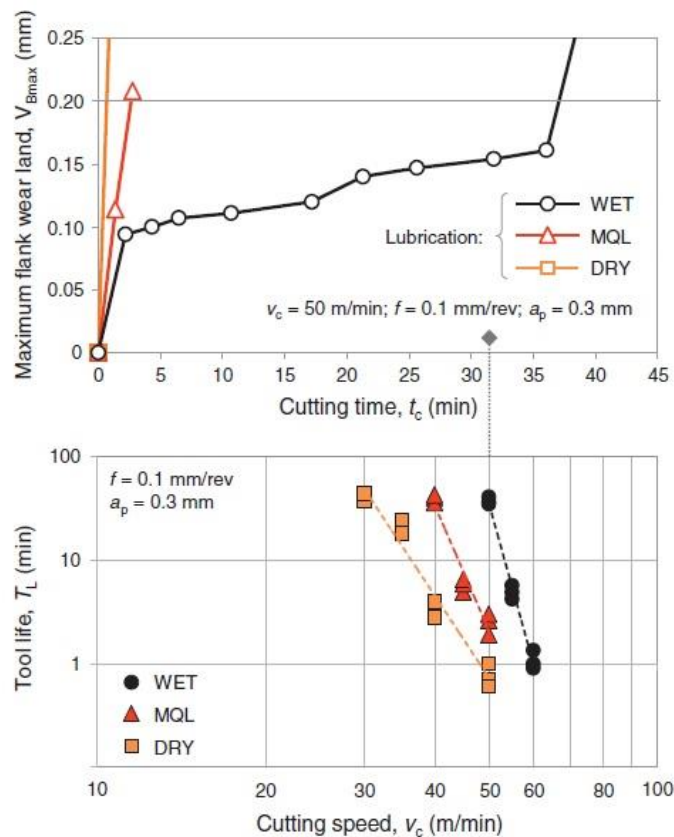


Figura 50 - Avaliação do desgaste com parâmetros fixos e com a variação da velocidade de corte, analisando ambiente seco, lubrificação normal e MQL. Análise feita para a ferramenta RCMT 1204 [50].

Outra diferença verificada foi que o tempo de vida na ferramenta RCMT 1204 foi maior do que aquele obtido com a utilização da RCMT 0804, tendo esta última sofrido uma fratura instantânea nos testes com velocidades de corte iguais ou maiores a 40m/min. Isto pode dever-se ao facto destas ferramentas terem uma menor dimensão, tendo assim uma aresta de corte mais curta e concentrando mais os esforços associados. Assim sendo, conclui-se que uma aresta de corte maior pode resultar num tempo de vida maior para a ferramenta.

Em relação às superfícies obtidas, o que se verifica é que o MQL promove a melhor qualidade superficial, seguido da lubrificação normal e, por último, a seco (Figura 51).

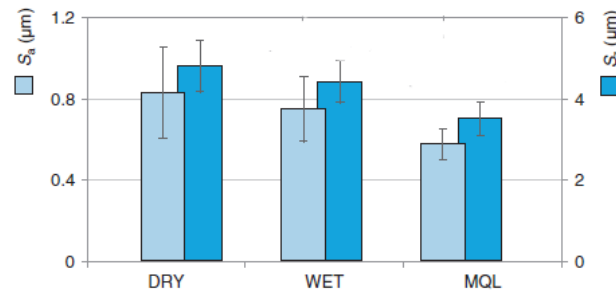


Figura 51 - Rugosidade superficial obtida com os diferentes tipos de lubrificação, com parâmetros de corte fixados em  $V_c=40\text{m/min}$ ;  $f=0.1\text{mm/ver}$  e  $A_p=0.3\text{mm}$ . [50].

Por fim, os autores concluem que, no torneamento, a lubrificação tradicional promove um maior tempo de vida, podendo associar-se isso à temperatura verificada na zona de corte, uma vez que com a temperatura maior, o tempo de vida é mínimo, sendo estes parâmetros inversamente proporcionais. Em relação ao acabamento superficial, os melhores valores obtidos foram para o MQL. [50]

#### 4.1.7 Trabalho 7

Neste trabalho, os autores pretendem estabelecer uma comparação dos resultados obtidos com os vários materiais utilizados nas ferramentas de corte.

Assim sendo, os parâmetros de corte vão ser fixados nos valores de:  $V_c=80\text{m/min}$ ;  $f=0.1\text{mm/rot}$ ;  $A_p=0.25\text{mm}$ . A liga utilizada nos testes tem a constituição: Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B (at.%) (designada por liga TNM). A ferramenta utilizada tem a geometria CNMA 120424 e é utilizada no carboneto ISO K10 sem revestimento e com revestimentos de AlCrN e TiAlN. São também comparadas ferramentas de CBN, de baixa (50%) e alta concentração (92%). Para além destes materiais, são também testadas ferramentas de PCD com diferentes tamanhos de grão (2 e 7-10  $\mu\text{m}$ ) com objetivo de analisar a influencia do tamanho que grão nos resultados obtidos. Inicialmente, todos os testes foram realizados em ambiente de lubrificação normal.

Para a análise dos resultados, definiu-se um critério de desgaste máximo das ferramentas de  $VB_{\text{max}}=0.1\text{mm}$ . Os carbonetos revestidos (quer com revestimento TiAlN quer com o revestimento AlCrN) e a ferramenta de 50% CBN obtiveram um desgaste muito prematuro, tendo atingido o valor máximo de desgaste definido quase instantaneamente e tendo tido uma falha catastrófica em menos de um minuto de tempo de corte.

Quanto aos carbonetos não revestidos obtiveram melhores resultados, tendo conseguido cerca de dois minutos de tempo de corte até atingirem a falha total. Já as ferramentas com 92% de CBN e de PCD aumentaram significativamente o tempo de vida, tendo demonstrado potencial para serem uma melhoria acentuada na maquinabilidade de ligas TiAl. As ferramentas de 92% CBN atingiram um tempo de 7 minutos até atingirem o valor limite de desgaste e as ferramentas de PCD obtiveram um tempo de 14 minutos até ao valor máximo de desgaste (Figura 52).

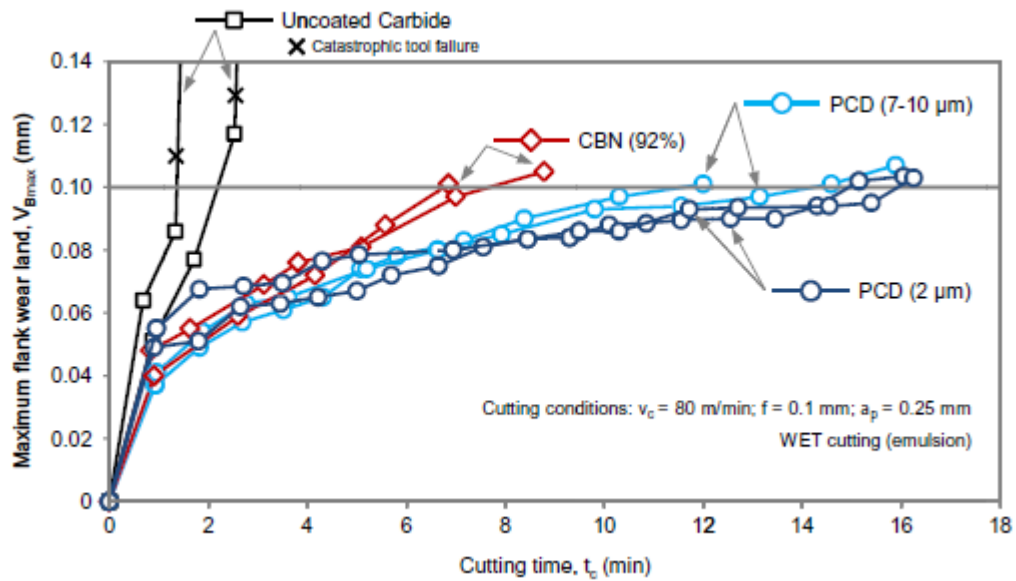


Figura 52 - Desenvolvimento do desgaste das ferramentas em função do tempo de maquinagem. [43].

Quanto às superfícies obtidas, as conclusões retiradas são idênticas ao que se tinha verificado anteriormente, uma vez que a rugosidade média  $R_a$  fica abaixo dos  $0.4\mu m$  definidos pela indústria aeroespacial enquanto o desgaste não for acentuado, sendo que após falha na ferramenta, a superfície obtida tem baixa qualidade, como se observa na Figura 53.

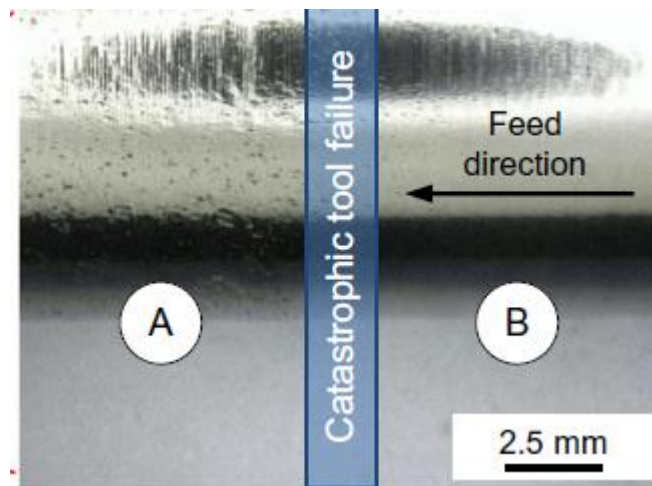


Figura 53 - Comparação das superfícies obtidas com: (a) ferramenta após falha; (b) Ferramenta normal. [43].

Concluindo, a utilização de ferramentas de alta performance, como são as ferramentas de PCD e de 92% CBN, promovem melhorias grandes na produtividade de maquinagem desta liga, uma vez que permitem um tempo muito mais elevado de maquinagem (no caso das ferramentas de PCD representa uma melhoria de um minuto para 14 minutos até atingir o desgaste máximo, quando comparada com um carboneto comum).

Outra conclusão passa por observar que após falha das ferramentas, a superfície obtida tem baixa qualidade, algo que já tinha sido observado em trabalhos anteriores. [43]

## 4.2 Análise Global

O subcapítulo de análise global tem como objetivo obter uma visão global dos trabalhos estudados de modo a tentar obter um padrão melhor definido em relação aos resultados que podem ser esperados no torneamento do TiAl, comparando as diferentes condições experimentais e respetivos resultados. Tem também como objetivo fazer a seleção dos parâmetros do trabalho experimental.

Os diferentes trabalhos experimentais obtiveram resultados promissores, quer no que diz respeito à peça a maquinar como no que diz respeito à ferramenta. Na Tabela 19 estão referidos os parâmetros de corte que melhores resultados de acabamento superficial obtidos. Pode verificar-se que o melhor valor de Ra obtido foi de 0,1  $\mu\text{m}$ , sendo também aquele que conjuga uma velocidade elevada com um menor avanço e menor profundidade.

Tabela 19 -Parâmetros utilizados para os melhores resultados obtidos nos diferentes trabalhos.

Trabalho	Parâmetros de corte			Ra [ $\mu\text{m}$ ]	Ferramenta utilizada		Lubrificação	Forças de corte		
	Vc [m/min]	f [mm/rot]	Ap [mm]		Código	Carboneto		Fc	Fp	Ff
(1)	35	0.13	-	0.96	SNMA 120408	H13A	Normal	-	-	-
(2)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
(3)	80	0.05	0.2	0.1	RCMX 120400	HW- K10/20	MQL	120	15	170
(4)	80	0.1	0.2	0.25	CNMA 120424	ISO K10	Criogénico	145	60	240
(5)	80	0.1	0.25	0.2	CNMA 120424	ISO K10	Normal	-	-	-
(6)	40	0.1	0.3	0.6 <sup>1</sup>	CNMA 1204 M0	Metal duro revestido	MQL	-	-	-
(7)	80	0.1	0.25	0.24	CNMA 120424	92%CBN	Normal	-	-	-

O principal problema destes resultados prende-se no facto de que todos os trabalhos que comparam diferentes velocidades verificam que velocidades mais baixas têm também níveis de desgaste mais baixos, mas obtêm também pior qualidade superficial. O meio de lubrificação MQL obtém também bons resultados de qualidade superficial, no entanto é também inferior à lubrificação normal no que diz respeito ao nível de desgaste de ferramentas.

De notar que, quando foi testado, o arrefecimento criogénico foi o meio de lubrificação que obteve tempos de vida mais longos para as ferramentas utilizadas.

<sup>1</sup> Este valor não é um valor de rugosidade média normal, mas sim um valor de rugosidade tridimensional  $S_a$  retirado da média de uma superfície de dimensões 3.8\*3.9mm.



Relativamente às forças de corte medidas, o que se verifica é um aumento acentuado com o aumento da profundidade de corte, sendo difícil tirar grandes conclusões devido ao facto de não serem um parâmetro muito estudado nos diferentes trabalhos.

Tabela 20 - Parâmetros utilizados para obter os melhores resultados observados de desgaste das ferramentas utilizadas.

Trabalho	Parâmetros de corte			Ferramenta utilizada		Tipo de lubrificação
	Vc [m/min]	f [mm/rot]	Ap [mm]	Código	Carboneto	
(1)	-	-	-	-	-	-
(2)	40	0.05	1	CNMG 120412	TF15	Normal
(3)	60	0.1	0.2	CNMA 120424	HW-K10/20	Criogénico
(4)	80	0.1	0.2	CNMA 120424	ISO K10	Normal
(5)	80	0.1	0.25	CNMA 120424	ISO K10	Normal
(6)	30	0.1	0.3	CNMA 1204 M0	Metal duro revestido	Normal
(7)	80	0.1	0.25	CNMA 120424	PCD	Criogénico

Quanto à Tabela 20, é importante referir que os valores de desgaste das ferramentas não estão especificados uma vez que os diferentes autores adotaram critérios também diferentes, tornando assim difícil uma comparação direta. Os diferentes critérios estão especificados ao longo do subcapítulo 4.1 O importante a observar nesta tabela é o facto de que, os trabalhos que fazem comparações entre várias velocidades de corte mostram que as velocidades mais baixas obtêm sempre níveis mais baixos de desgaste. Verifica-se também que, dos métodos mais comuns de lubrificação, a lubrificação normal também é melhor para as ferramentas, avaliando o seu tempo de vida, sendo que o arrefecimento criogénico fez com que se observassem melhorias neste sentido.

Desta análise pode concluir-se que, apesar de haverem resultados promissores quer ao nível do desgaste das ferramentas, quer ao nível das superfícies geradas, existe um grande desafio em conjugar os parâmetros de modo a poder potenciar boas superfícies obtidas com baixo desgaste de ferramentas.

### 4.3 Seleção das Condições de Teste

Com base nas análises anteriormente feitas, são agora selecionados os parâmetros para testar no trabalho experimental. É importante referir que o principal objetivo do trabalho passa pela obtenção de uma boa superfície gerada, sendo que, assim, o desgaste de ferramenta, apesar de ser um parâmetro a ter em consideração, tem um peso mais secundário na seleção das condições do trabalho experimental.

#### 4.3.1 Parâmetros de Corte Utilizados

Em relação aos parâmetros utilizados, a principal tendência observada foi um aumento das velocidades de corte utilizadas nos trabalhos iniciais em comparação com os finais. Os parâmetros de corte utilizados nos trabalhos analisados estão apresentados na Tabela 21.

Tabela 21 - Parâmetros de corte utilizados nos trabalhos estudados.

Trabalho	Velocidade de corte (Vc) [m/min]	Avanço (f) [mm/rot]	Profundidade de corte (Ap) [mm]
(1)	25; 35; 40	0.06; 0.13; 0.18; 0.25	0.5; 1; 2
(2)	40; 50; 60	0.05; 0.1; 0.15	0.5; 1; 1.5; 2
(3)	60; 80; 100	0.05; 0.1; 0.15; 0.2	0.1; 0.2; 0.3; 0.4
(4)	80	0.1	0.25
(5)	80	0.1	0.25
(6)	25; 30; 35; 40; 50	0.1	0.3
(7)	80	0.1	0.25

Para além de se notar um ligeiro aumento nas velocidades também se pode observar um decréscimo na profundidade de corte ensaiada. Os valores de avanço utilizados são, no geral próximos.

A tendência para a utilização de velocidades de corte mais altas vem do facto de se poder observar que esse aumento promove um menor numero de fendas na superfície do material, apesar de, por vezes, comprometer a vida da ferramenta.

No primeiro trabalho analisado, Zang, *et. al.*[38] concluem que um dos principais problemas a maquinar este tipo de ligas é de facto a presença de fendas na superfície. Esse problema é associado pelo autor à morfologia da microestrutura do material. No entanto, uns anos mais tarde, Sharman, *et. al.*[40] concluem que o aumento das velocidades utilizadas, apesar de reduzir o tempo de vida das ferramentas, reduz também a frequência com que aparecem fendas superficiais nas peças maquinadas. Essa conclusão serve como base para a seleção de velocidades mais altas por vários autores [42], [43], [48], [64], velocidades na ordem dos 80 m/min, que foi, no geral, um valor bastante utilizado pelos diferentes autores.

Apesar do valor de 80 m/min ser bastante utilizado, o principal problema da sua utilização foi que levou à fratura de algumas ferramentas logo após o seu contacto com as peças a maquinar. Por este motivo, chega-se à conclusão que a utilização de velocidades mais baixas pode ser obrigatória, uma vez que uma velocidade tão alta pode levar a que não se consigam fazer os testes. Por este motivo, as velocidades seleccionadas para a realização dos ensaios são: 40, 60 e 80 m/min.

Em relação ao avanço, Zang, *et. al.*[38] concluem no seu trabalho que maiores valores do avanço conduzem a piores condições de acabamento superficial. Posteriormente, Beranoaguirre, *et. al.*[41] concluem que um aumento do avanço conduz a uma diminuição do tempo de vida útil da ferramenta. A conclusão de Zang, *et. al.* é também verificada por Klocke, *et. al.* [42]. Nesse trabalho, os autores concluem também que um aumento do avanço de 0.05mm/rot para 0.2 mm/rot (com a Vc=80m/min e Ap=0.2mm), verifica-se um aumento nas

forças de corte obtidas, sendo mais notório na força de corte principal  $F_c$  (há um aumento de ~80N para ~150N).

Dados estes fatores, os valores propostos para utilização em trabalho experimental do avanço são: 0.05 e 0.1 mm/rot.

Em relação à profundidade de corte, as conclusões mais notórias retiradas dos trabalhos analisados têm a ver com a morfologia da apara e com as forças de corte medidas. Klocke, *et. al.*[42] verificam que um aumento do valor de  $A_p$  de 0.1 mm para 0.4 mm provoca um acentuado aumento nas forças de corte obtidas, quer na força principal de corte  $F_c$  (aumento verificado de 70N para 200N), quer para a força de penetramento  $F_p$  (aumento de ~130N para 350N), quer na força de avanço  $F_a$  (aumento de ~10N para 50N). Dada esta conclusão, a tendência para a utilização de valores de penetramento mais baixos ganha mais força.

Para além de um considerável aumento das forças de corte, o aumento dos valores de penetramento pode também conduzir a aparas menos desejáveis, como verificado por Klocke, *et. al.*[42].

Dados estes fatores, os valores propostos de penetramento no trabalho experimental serão: 0.15mm e 0.3mm.

Assim sendo, os parâmetros de corte seleccionados para o trabalho experimental estão referidos na Tabela 22. Como pode ser verificado, quer na análise individual de cada um dos trabalhos, quer na análise global, a seleção destes parâmetros teve como critério uma conjugação dos melhores resultados obtidos nos diferentes trabalhos analisados.

Tabela 22 - Parâmetros de corte seleccionados para o trabalho experimental.

Velocidade de corte ( $V_c$ ) [m/min]	Avanço ( $f$ ) [mm/rot]	Penetramento ( $a_p$ ) [mm]
40; 60; 80	0.05; 0.1	0.15; 0.3

#### 4.3.2 Ferramenta Utilizada

Em relação à geometria das ferramentas utilizadas, apesar de, no seu trabalho, Zang, *et. al.* [38] utilizar pastilhas com formato quadrado (geometria S), todos os outros trabalhos analisados utilizam geometrias C (rômbica) ou R (redonda) (Figura 54). As geometrias utilizadas pelos diferentes autores apresentam-se na Tabela 23.

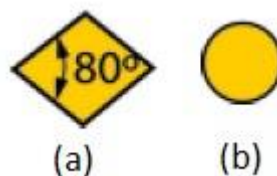


Figura 54 - Geometrias mais utilizadas: (a) - geometria rômbica (designação C); (b) - geometria redonda (designação R) [33].

Tabela 23 - Códigos das pastilhas de corte utilizadas pelos diferentes autores nos trabalhos analisados mais aprofundadamente (significado do código no Anexo B).

Número do trabalho	Código das pastilhas de corte utilizadas
(1)	SNUN 120408/SNMA 120408
(2)	CNMG 120412
(3)	RCMX 120400/CNMA120408
(4)	CNMA 120424/CNMA 120408
(5)	CNMA 120424
(6)	RCMT 0803 M0-SM S05F/ RCMT 1204 M0-SM S05F
(7)	CNMA 120424

Como se verifica, apenas no primeiro trabalho não é utilizada a geometria rômica ou redonda. Para além disso, no trabalho (3), realizado por Klocke, *et. al.*[42], os autores fazem uma comparação entre os dois formatos de pastilhas e concluem que as pastilhas de geometria redonda conseguem obter melhor acabamento quando comparadas com as pastilhas de geometria rômica. Para além disso, os autores concluem também que a presença de um chanfro na aresta de corte conduz a melhores resultados, mas também a um tempo de vida da ferramenta mais curto, estando assim esta hipótese descartada.

No trabalho (4), Klocke, *et. al.* [48] verificam que o aumento do raio de ponta ( $r_e$ ) conduz a piores acabamentos superficiais, mas a forças de corte mais baixas, podendo conduzir a um maior tempo de maquinagem.

Dadas estas circunstâncias, a ferramenta utilizada será a R300 0828 PM 1030 (ver código no Anexo B), sendo esta uma ferramenta habitualmente utilizada em fresagem e de dimensões aproximadas às ferramentas redondas utilizadas nos trabalhos analisados. A pastilha será montada num porta-ferramentas com a referência A10K-SRDDN 08R, sugerido para esta pastilha pelo fabricante.

#### 4.3.3 Tipos de Lubrificação Utilizados

Foram estudados vários tipos de lubrificação, sendo este um dos campos em maior desenvolvimento na maquinagem do TiAl. Como foi verificado pelos vários trabalhos, a maquinagem a seco não é de todo um método viável para maquinar o TiAl, verificando-se quebras prematuras das ferramentas de corte e a qualidade superficial obtida é normalmente fraca. Assim, o método selecionado será a lubrificação normal, podendo tentar-se utilizar o método MQL, que obtém normalmente bons resultados de acabamento superficial, como se verificou nos trabalhos analisados. A utilização de arrefecimento criogénico seria um excelente complemento ao trabalho prático, mas, por falta de equipamento, torna-se algo impossível de fazer, apesar dos resultados obtidos com este tipo de lubrificação serem altamente prometedores, quer ao nível do desgaste da ferramenta (como se analisou na secção 4.1, diminui bastante), quer ao nível das superfícies geradas.

#### 4.3.4 Resumo da Seleção de Parâmetros Experimentais

No final da análise, tendo em consideração todos os problemas obtidos pelos diversos autores a maquinar este material, foram selecionados uma série de parâmetros de modo a tentar atingir

uma combinação ideal que permita o melhor acabamento superficial associado ao menor desgaste de ferramenta.

De seguida apresenta-se uma tabela com o resumo dos parâmetros experimentais seleccionados (Tabela 24)

Tabela 24 - Parâmetros experimentais seleccionados.

Parâmetros de Corte			Ferramenta		Lubrificação
Vc [m/min]	$f$ [mm/rot]	Ap [mm]	Pastilha	Porta-ferramentas	Lubrificação normal
40; 60; 80	0.05; 0.1	0.15; 0.3	R300 0828 PM 1030	A10K-SRDDN 08R	



## 5 Trabalho Experimental

No presente capítulo é apresentado o trabalho experimental realizado. É apresentada a liga utilizada, a estratégia de abordagem para a sua maquinagem, as ferramentas utilizadas, os parâmetros de corte testados, bem como o critério utilizado para a avaliação do trabalho. A análise do trabalho experimental descrito nesta secção encontra-se na secção 6.

O trabalho prático começou por ser realizado no Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec), tendo os ensaios de maquinabilidade sido realizados nas Oficinas Mecânicas (OfMec) e a medição de rugosidades feita na Unidade de Tribologia, Vibrações e Manutenção Industrial (Cetrib). Posteriormente foram também feitas algumas medições finais no Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI).

### 5.1 Material Utilizado

A liga  $\gamma$ -TiAl utilizada para a realização dos ensaios foi a liga RNT 650, com a composição *Ti -48Al -2Nb -0,7Cr -0,3Si*, fornecida pela empresa *AMG Titanium Alloys & Coatings* (Alemanha). Segundo a *datasheet* (ver Anexo B) [69] presente no *website* do fornecedor, os lingotes são obtidos por VAR (*vacuum arc remelting*) simples, duplo ou triplo com elétrodos consumíveis, de titânio compactado, alumínio e de outras ligas que farão parte da composição final do material. Também segundo o fornecedor, os lingotes são produzidos para posterior processamento, seja para novos processos de fundição ou para outros tipos de processamento, como corte por arranque de apara, como é o caso. Uma composição química mais detalhada, possíveis impurezas presentes e também as propriedades mecânicas do material no estado fornecido são apresentadas na Tabela 25, Tabela 26 e Tabela 27, respetivamente.

Tabela 25 - Composição química da liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].

<i>Elemento Químico</i>	<i>Titânio (Ti)</i>	<i>Alumínio (Al)</i>	<i>Nióbio (Nb)</i>	<i>Crómio (Cr)</i>	<i>Silício (Si)</i>
<i>Valor aprox. (wt. %)</i>	60.5	33.5	4.8	1	0.2
<i>Valor aprox (%at.)</i>	48.9	48	2	0.7	0.3

Tabela 26 - Impurezas presentes na liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].

<i>Impurezas presentes</i>	<i>Hidrogénio (H)</i>	<i>Azoto (N)</i>	<i>Oxigénio (O)</i>	<i>Carbono (C)</i>	<i>Ferro (Fe)</i>	<i>Níquel (Ni)</i>
<i>Valor aprox. (wt. ppm)</i>	<50	<200	<800	<200	<1000	<500

Tabela 27 - Propriedades da liga utilizada no trabalho, de acordo com a folha de dados disponibilizada pelo fornecedor [69].

<i>Propriedade mecânica</i>	<i>Valor</i>
<i>Densidade (<math>\rho</math>) [g/cm<sup>3</sup>]</i>	3.95
<i>Dureza [HV10]</i>	285
<i>Módulo de Elasticidade (à temperatura ambiente) [GPa]</i>	155
<i>Módulo de Elasticidade (a 800 °C) [GPa]</i>	102
<i>Temperatura de fusão [°C]</i>	1605

Também de acordo com o fornecedor, a microestrutura do material pode apresentar-se de três maneiras diferentes [69]:

- Colónias lamelares de  $\alpha_2/\gamma$ ;
- Grãos de  $\gamma$ -TiAl (globulares);
- Grãos de  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al.

O material foi utilizado sob a forma de varão, com 55mm de diâmetro. Os seus topos foram facejados e ainda foi feita a maquinagem de uma parte do varão de modo a conseguir fazer uma melhor fixação na bucha do torno. No outro topo foi feito um furo de maneira a ser possível o apoio no contraponto do varão no torno. De seguida foram feitas secções com 5mm de comprimento de modo a testar os diferentes parâmetros seleccionados em cada uma das secções. Foram feitas no total 12 secções de modo a poder realizar todos os ensaios planeados (Figura 55). Os ensaios foram realizados diretamente na peça como esta vinha de fundição. Foi ponderada a hipótese de fazer uma primeira passagem de desbaste, mas acabou por se descartar essa hipótese uma vez que uma passagem inicial poderia modificar as propriedades iniciais do material, sendo isso algo não pretendido.





Figura 55 - Fotografia do varão utilizado nos ensaios de torneamento, já após os ensaios.

## 5.2 Ferramentas de Corte Utilizadas

A pastilha de corte utilizada foi uma pastilha de metal duro fornecida pela Sandvik Coromant com a designação R300-0828M-PM (Figura 56), montada num porta-ferramentas com a designação A10K-SRDDN 08R (Figura 57) (na fotografia, o porta ferramentas não se encontra com a pastilha montada). As dimensões destes componentes são normalizadas e podem ser vistas pela sua codificação no Anexo A.

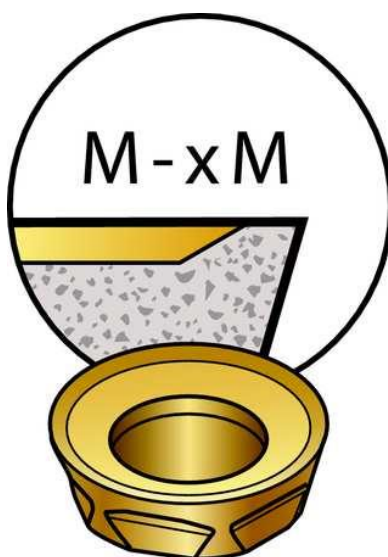


Figura 56 - Representação esquemática da pastilha de corte utilizada, com o pormenor da aresta de corte.



Figura 57 - Fotografia do porta-ferramentas utilizado.

### 5.3 Máquina-Ferramenta Utilizada

Inicialmente estava prevista a utilização de uma máquina CNC do núcleo do CENFIM de Ermesinde, que permitiria um maior controlo dos parâmetros utilizados. No entanto, devido a uma avaria da máquina em questão, não foi possível a sua utilização, tendo então sido procurada uma alternativa.

Desta feita, a alternativa encontrada foi a utilização do Torno Mecânico EFI DU25 (apresentado na Figura 58) com 5.5 kW de potência e rotação máxima de 2830 rpm, existente nas oficinas do DEMec. A máquina possui uma bucha de aperto com um diâmetro máximo de 250 mm e uma distancia máxima entre pontos de 1500 mm.



Figura 58 - Torno utilizado na realização do trabalho experimental.

## 5.4 Parâmetros de Corte Testados

A escolha dos parâmetros de corte foi feita tendo como base a análise de trabalhos científicos anteriormente publicados usando este tipo de material, uma vez que os fabricantes não têm definida uma estratégia de corte adequada nestas ligas. Assim sendo, houve um foco específico em trabalhos feitos por vários autores, já referidos no capítulo 4, tendo havido um estudo maior à volta dos trabalhos feitos sobre torneamento. Desta feita, obtiveram-se uma série de parâmetros a testar inicialmente, contidos na tabela seguinte.

Tabela 28 - Tabela inicial de parâmetros de corte a utilizar.

<b>Velocidade de corte (Vc) [m/min]</b>	<b>Profundidade de Corte (Ap) [mm]</b>	<b>Avanço (f) [mm/rot]</b>
<b>40</b>	0.15	0.05
		0.1
	0.3	0.05
		0.1
<b>60</b>	0.15	0.05
		0.1
	0.3	0.05
		0.1
<b>80</b>	0.15	0.05
		0.1
	0.3	0.05
		0.1

Apesar de inicialmente terem sido pensados estes parâmetros de corte, os mesmos não foram possíveis de ensaiar exatamente devido a limitações físicas da máquina-ferramenta. Como tal, a estratégia de abordagem feita ao problema mudou um pouco, tendo os parâmetros de corte sido adaptados às características da máquina. Para além disso, utilizou-se um outro critério na seleção de velocidades. Inicialmente estava pensada uma velocidade máxima de 80 m/min, aquando da realização dos ensaios foi pensada a possibilidade de introdução de velocidades maiores de modo a verificar se a ferramenta aguentaria maquinar o material a velocidades mais elevadas.

Desta feita, a máquina oferecia uma gama de rotações relativamente ampla, às quais correspondiam diferentes valores possíveis de avanços. As duas “zonas” de velocidades plausíveis de serem utilizadas neste trabalho seriam a zona vermelha e zona verde. As diferentes zonas da máquina correspondem a diferentes gamas de velocidades, às quais estão associadas gamas de avanços. Essas gamas de valores podem ser consultadas na Tabela 29. A profundidade de corte não teve nenhum problema pois é inserida manualmente na máquina.

Tabela 29 - Velocidades de rotação disponíveis no torno utilizado e respectivos avanços.

<b>Zona</b>	<b>Velocidade de rotação [rpm]</b>	<b>Avanço [mm/rot]</b>
<b>Zona vermelha</b>	160	0.14
	224	0.25
	315	0.56
	450	0.85
<b>Zona verde</b>	630	0.035
	900	0.063
	1250	0.14
	1800	0.212

De notar que na tabela são apresentados todos os valores de velocidades de rotação disponíveis nas duas zonas utilizadas, mas em relação aos avanços referidos apenas se apresentam os valores limite e outros dois valores de exemplo intermédios.

Dada a gama disponível, os valores de rotação escolhidos foram três de cada gama, conjugados com um avanço diferente e com duas profundidades de corte diferentes. Assim, planeou-se um novo conjunto de ensaios que tinham como critério de paragem a quebra da ferramenta utilizada. Esse novo conjunto apresenta-se na Tabela 30, pela ordem de realização.

Tabela 30 - Conjunto de ensaios a efetuar com parâmetros calculados de acordo com as especificações da máquina.

<b>Velocidade de rotação [rpm]</b>	<b>Velocidade de corte [m/min]</b>	<b>Avanço [mm/rot]</b>	<b>Profundidade de corte [mm]</b>
160	27.6	0.14	0.5
315	54.4	0.14	0.5
450	77.8	0.14	0.5
630	108.9	0.063	0.5
900	155.5	0.063	0.5
1250	216.6	0.063	0.5
160	27.6	0.14	0.25
315	54.4	0.14	0.25
450	77.8	0.14	0.25
630	108.9	0.063	0.25
900	155.5	0.063	0.25
1250	216.6	0.063	0.25

O cálculo das velocidades de corte em m/min foi feito através da expressão:

$$v = \frac{\pi D n}{1000}$$

Onde:

- v corresponde à velocidade de corte [m/min];
- D corresponde ao diâmetro=55[mm];
- n corresponde à velocidade de rotação [rpm]

Como os parâmetros iniciais selecionados previam valores de avanço de 0.05 mm/rot e 0.1 mm/rot e uma parte da gama de velocidades testadas o valor mais baixo de avanço possível de ser utilizado seria de 0.14 mm/rot, não irá ser feita uma análise à variação dos resultados em função do avanço pois os valores que se queriam por em teste não são testáveis. Assim sendo, para as velocidades de corte de 27.6 m/min; 54.4 m/min e 77.8 m/min o valor do avanço será fixado em 0.14 mm/rot e nas velocidades superiores será fixado em 0.063 mm/rot.

## 5.5 Tipo de Lubrificação Utilizada

Dadas as limitações ao nível de equipamento, apesar de ter sido pensada uma estratégia de abordagem com uma lubrificação do tipo MQL (*Minimum Quantity Lubrication*), a lubrificação acabou por ser um parâmetro pouco controlado, acabando por ser feita lubrificação normal, não havendo um grande controlo sobre esta variável e havendo assim fluido de corte em abundância. O fluido de corte utilizado foi o *Syntilo 81E* da marca *Castrol*, tendo sido utilizado numa solução com 10% de óleo para 90% de água [70]. Na Figura 59 encontra-se uma fotografia da montagem do sistema de lubrificação.



Figura 59 - Método experimental de lubrificação.

## 5.6 Parâmetros Avaliados

Os ensaios realizados têm como finalidade a avaliação do máximo de parâmetros possíveis de modo a poder ser feita uma análise acerca dos problemas obtidos na maquinagem de aluminetos de titânio. Assim sendo, os principais critérios a ter em conta serão:

- Análise das superfícies obtidas;
- Análise do desgaste das ferramentas utilizadas;
- Análise das aparas obtidas.

Apesar de ter sido inicialmente planeado, por questões logísticas, não irá ser feita a medição de forças de corte.

Quanto à análise do desgaste verificado nas ferramentas, uma vez que se tratam de ensaios muito curtos, irá apenas ser observado o estado final da ferramenta, observando o que aconteceu durante o processo de corte.

No que diz respeito às aparas obtidas, irão ser comparadas as diferentes morfologias de modo a poder ser analisada a alteração da sua morfologia em função da alteração dos parâmetros de corte.

Em relação às superfícies obtidas, irão ser observadas as superfícies geradas no material, assim como irá também ser analisada a rugosidade superficial da superfície maquinada. As medições da rugosidade serão realizadas no Cetrib, utilizando para o efeito um rugosímetro da marca *Hommelwerk* modelo *LV-50*, apresentado na Figura 60.



Figura 60 - Montagem do provete de teste no rugosímetro para efetuar as medições de rugosidade.



Para além disso irão ser tiradas fotografias às superfícies geradas utilizando um microscópio *Olympus Optical CO., LTD.* de modelo *SZH-ILLD*. Na Figura 61 encontra-se uma fotografia do equipamento utilizado.

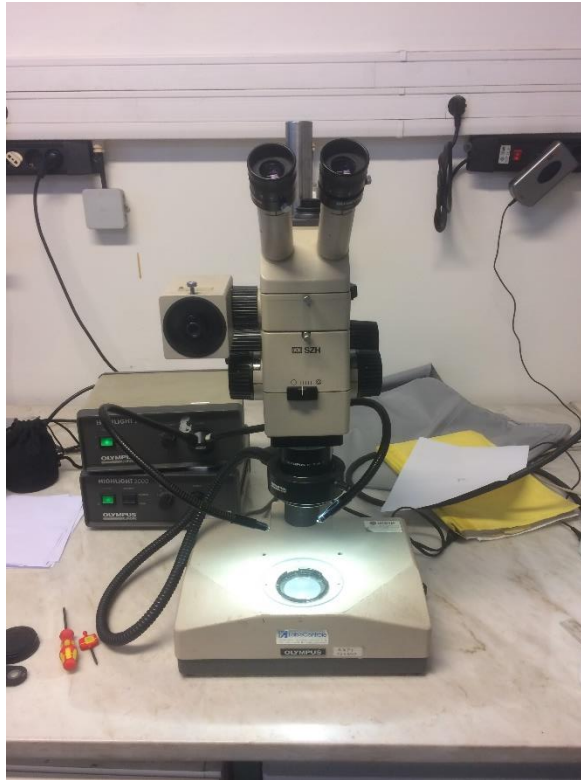


Figura 61 - Microscópio utilizado para ver as superfícies geradas no trabalho experimental.





## 6 Análise de Resultados

Após ser realizado o trabalho experimental irá ser feita uma análise aos resultados obtidos. Como referido no capítulo 5, os resultados a ser analisados dizem respeito ao desgaste da ferramenta, morfologia de aparas obtidas e qualidade superficial gerada.

Os parâmetros de corte que se decidiram testar foram referidos na secção 5.4 e o critério de paragem nas velocidades testadas seria a fratura instantânea da ferramenta mal esta entrasse em contacto com a peça a maquinar. Desta feita a sequencia de testes feita está referida na Tabela 31 e a velocidade de corte máxima utilizada foi de 108.9 m/min, uma vez que mesmo com a variação da profundidade de corte, nos ensaios realizados, esta velocidade acabou por causar fratura da ferramenta nos testes realizados.

Tabela 31 - Ensaios de torneamento realizados. No 4º e no 8º ensaio, a ferramenta partiu mal entrou em contacto com a peça.

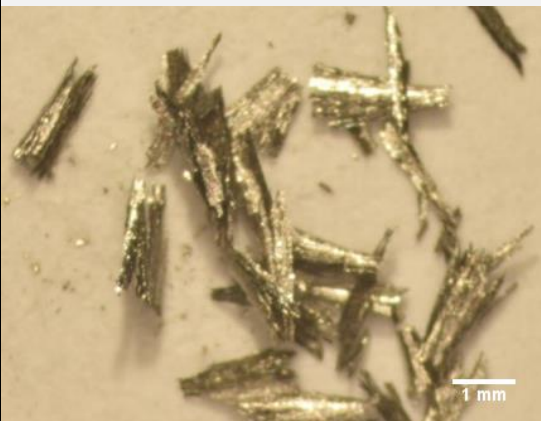
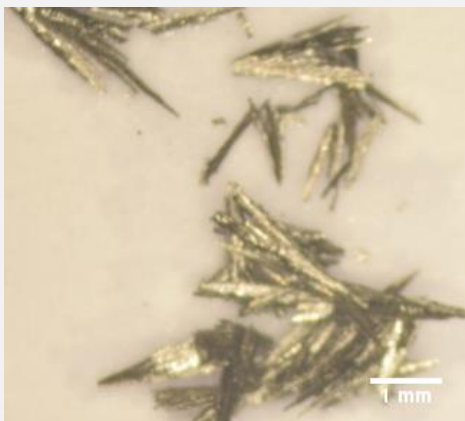
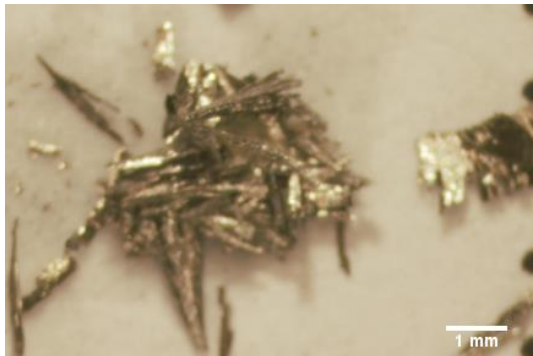

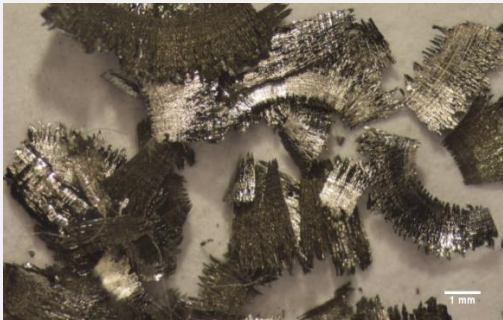
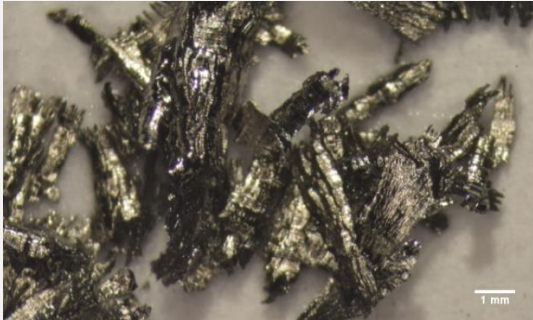
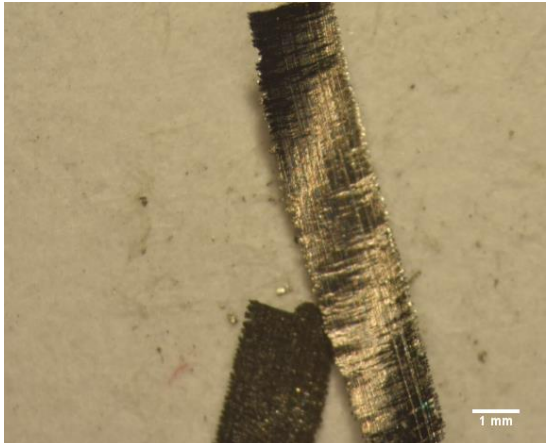
Nº de ordem do ensaio	Velocidade de corte (Vc) [m/min]	Avanço (f) [mm/rot]	Profundidade de corte (Ap) [mm]
1º	27.6	0.14	0.5
2º	54.4	0.14	0.5
3º	77.8	0.14	0.5
4º	108.9	0.063	0.5
5º	27.6	0.14	0.25
6º	54.4	0.14	0.25
7º	77.8	0.14	0.25
8º	108.9	0.063	0.25

É importante referir que a variação provocada pelo avanço nos resultados analisados não pode ser analisada uma vez que os valores de avanço utilizados estão associados à velocidade utilizada devido às limitações da máquina utilizada para a realização dos ensaios.

### 6.1 Análise das Aparas Obtidas

As aparas obtidas no trabalho experimental têm formas distintas, apesar de não variar muito a sua morfologia. Na Tabela 32 apresentam-se as diferentes aparas obtidas.

Tabela 32 - Aparas obtidas no trabalho experimental realizado.

	Ap=0.25 mm	Ap=0.5mm
Vc=27.6 m/min		
Vc=54.4 m/min		
Vc=77.8 m/min		
Vc=108.9 m/min		-

Analisando as imagens na Tabela 32 pode observar-se que as aparas obtidas podem ser divididas em dois grupos diferentes, sendo esses as aparas em arco, em fragmentos e as aparas

em lasca (designações 6.2 e 7, respetivamente, conforme especificado na Figura 15 contida na secção 3.3).

Pode também observar-se que com o aumento da velocidade de corte se pode verificar também um aumento do tamanho das aparas, sendo que a transição da velocidade de corte do valor de 77.8 m/min para 108.9 m/min é onde se faz notar mais este aumento.

A variação do valor de profundidade de corte faz-se notar mais nos ensaios com velocidade de 77.8 m/min, obtendo-se uma apara de maior dimensão com a profundidade de 0.25mm comparativamente à obtida com 0.5mm.


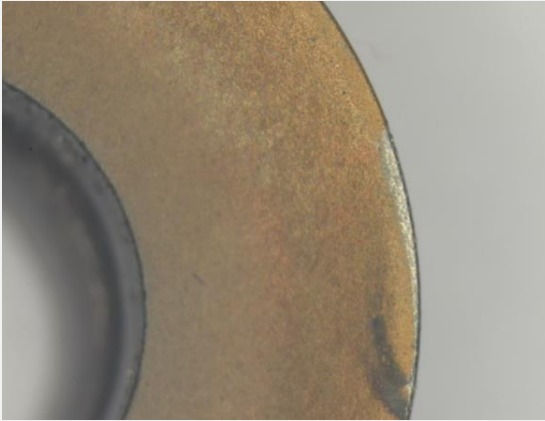
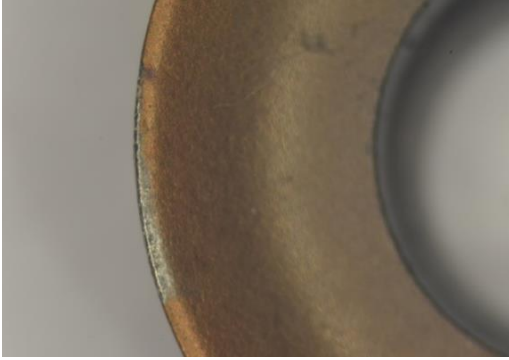



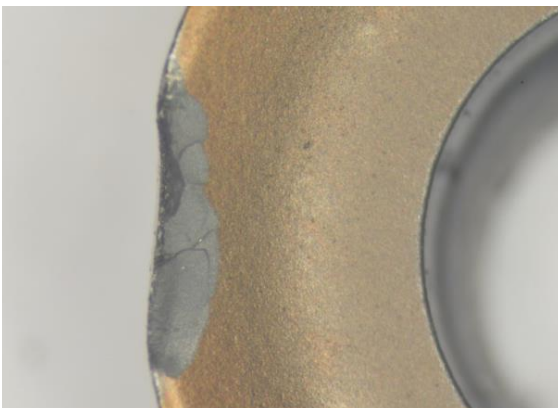
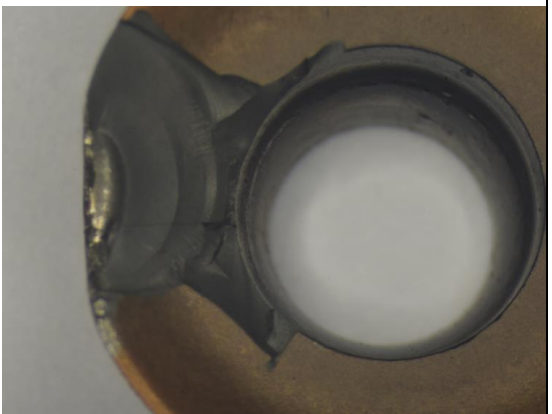
O aumento do tamanho da apara com o aumento da velocidade de corte pode estar relacionado com o aumento da temperatura na zona de corte, uma vez que com o aumento da velocidade de corte há também um aumento na temperatura verificada na zona de corte, o que pode promover um amaciamento do material, melhorando a formação de apara, conduzindo ao aparecimento de aparas em arco, mais longas e enroladas comparativamente às aparas em lasca. Esta conclusão vai de acordo com o trabalho de Klocke, *et. al.* [42], que verificaram também um aumento do tamanho das aparas e pequena mudança na sua morfologia com o aumento das velocidades de corte testadas.

## **6.2 Desgaste das Ferramentas**

O desgaste das ferramentas utilizadas foi avaliado pelo seu estado no final dos ensaios realizados. A principal conclusão que se pode retirar foi que o aumento das velocidades de corte foi o principal fator para o aumento do desgaste observado. Apesar de trabalhos anteriores apontarem o aumento do avanço como um fator importante a ter em conta [38], não foi possível fazer esta avaliação devido às limitações da máquina utilizada.

Na Tabela 33 encontram-se fotografias das ferramentas no final dos ensaios realizados.

Tabela 33 - Estado final das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios.

	Ap=0.25mm	Ap=0.5mm
Vc=27.6 m/min		
Vc=54.4 m/min		
Vc=77.8 m/min		
Vc=108.9 m/min		

Observando o estado final das ferramentas, as principais conclusões que se podem retirar são que o aumento da velocidade de corte, principalmente quando se verifica um aumento de 54.4 m/min para 77.8 m/min aumenta consideravelmente o desgaste verificado nas ferramentas de corte. É importante referir que nas duas fotografias tiradas para a velocidade de corte de 108.9 m/min, deu-se início ao ensaio e logo de seguida este foi parado uma vez que mal a ferramenta e o provete entraram em contacto, a aresta partiu, como se pode observar, não tendo sido dada continuidade aos ensaios. Este aumento do desgaste com o aumento da velocidade vai de acordo com os trabalhos estudados sobre o tema [41]–[43], [48].

Em relação às diferentes profundidades de corte testadas não se verificam grandes diferenças ao nível do desgaste.

### 6.3 Qualidade Superficial Obtida

Em relação às superfícies geradas, a análise feita terá como base a análise de rugosidades. Para cada um dos ensaios realizados foram efetuadas três medições diferentes de rugosidade, de acordo com a montagem referida na Figura 62.



Figura 62 - Montagem do provete de teste no rugosímetro.

É importante referir que nos ensaios em que houve quebra prematura da ferramenta não foram feitas medições de rugosidade uma vez que não foram geradas superfícies novas. As três medições realizadas para cada um dos ensaios efetuados foram feitas nas zonas inicial, intermédia e final da superfície gerada de modo a tentar observar alguma diferença no perfil de rugosidades das superfícies geradas. As medições dos perfis de rugosidade foram feitas de acordo com o esquema apresentado na Figura 63.



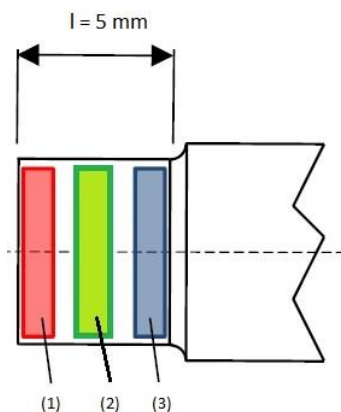


Figura 63 - Esquematização das medições dos perfis de rugosidade efetuadas.

Os valores médios obtidos, quer de rugosidade média quer de profundidade média de rugosidade estão referidos nas páginas 82 e 83. Todos os valores apresentados são a média aritmética das três medições realizadas.

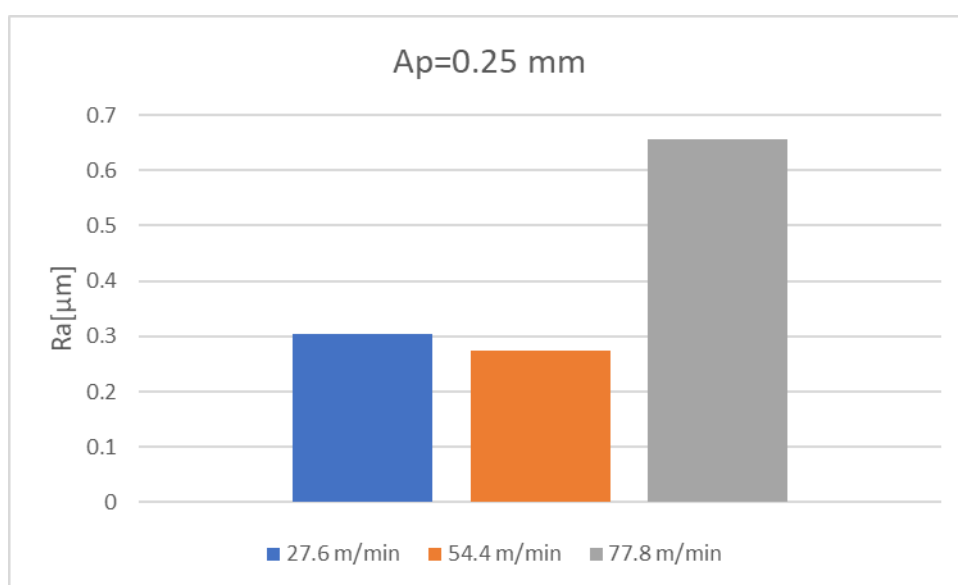


Figura 64 - Valores de rugosidade média ( $R_a$ ) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.25mm.

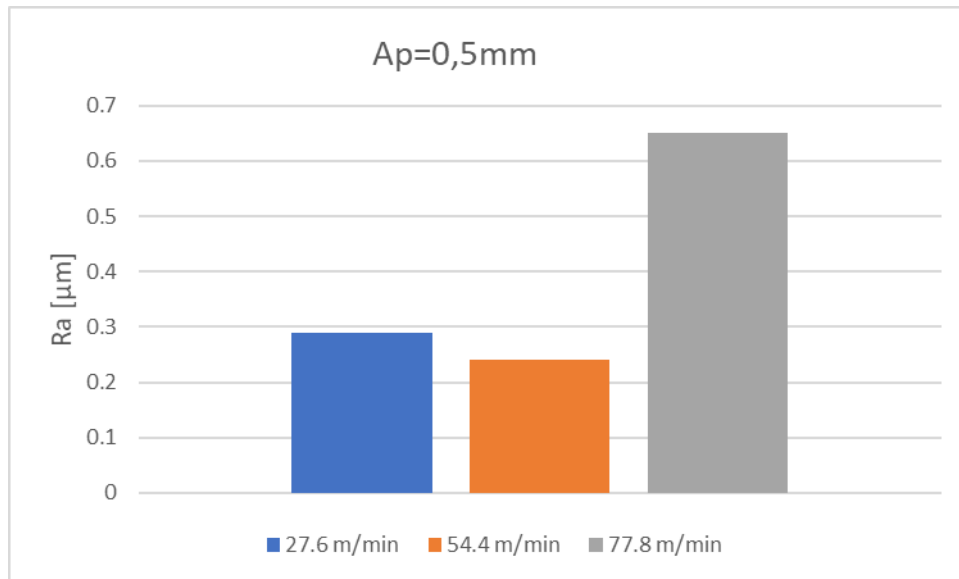


Figura 65 - Valores de rugosidade média (Ra) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.5 mm.

Analisando os gráficos da Figura 64 e da Figura 65, pode verificar-se que a variação da profundidade de corte não promove grandes alterações nos valores de rugosidade média. Verifica-se também que, nas velocidades de 27.6 m/min e 54.4 m/min os valores de rugosidade, quer com profundidade de corte de 0.25mm ou 0.5mm (o valor do avanço é em ambos os casos 0.14 mm/rot), estão compreendidos entre 0.2  $\mu\text{m}$  e 0.3  $\mu\text{m}$ , cumprindo o requisito da indústria aeroespacial relativo à rugosidade média ( $Ra < 0.4 \mu\text{m}$ ). Este é um dado bastante importante uma vez que esta indústria é o principal campo de aplicação destas ligas e este requisito era visto como um objetivo a superar.

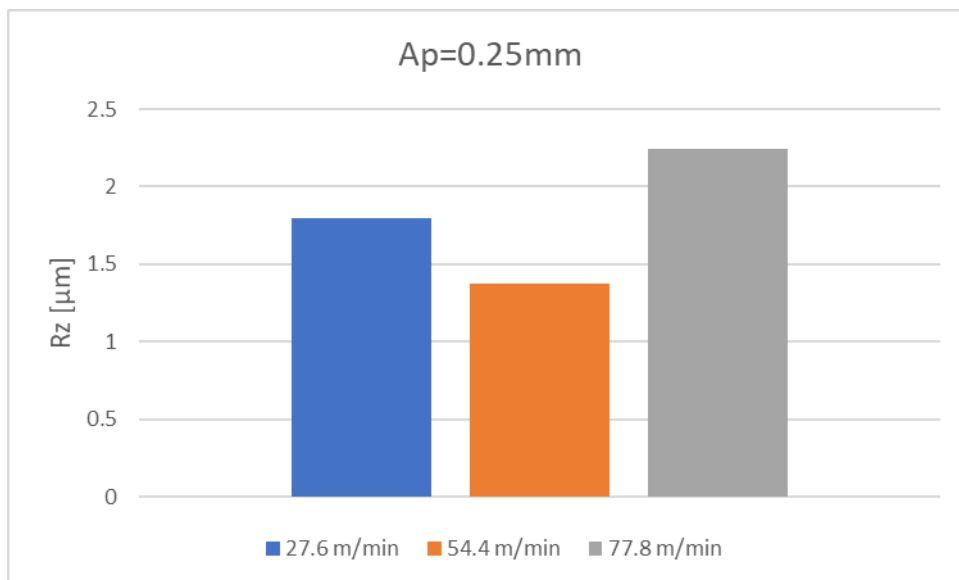


Figura 66 - Valores de profundidade média de rugosidade (Rz) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.25 mm.

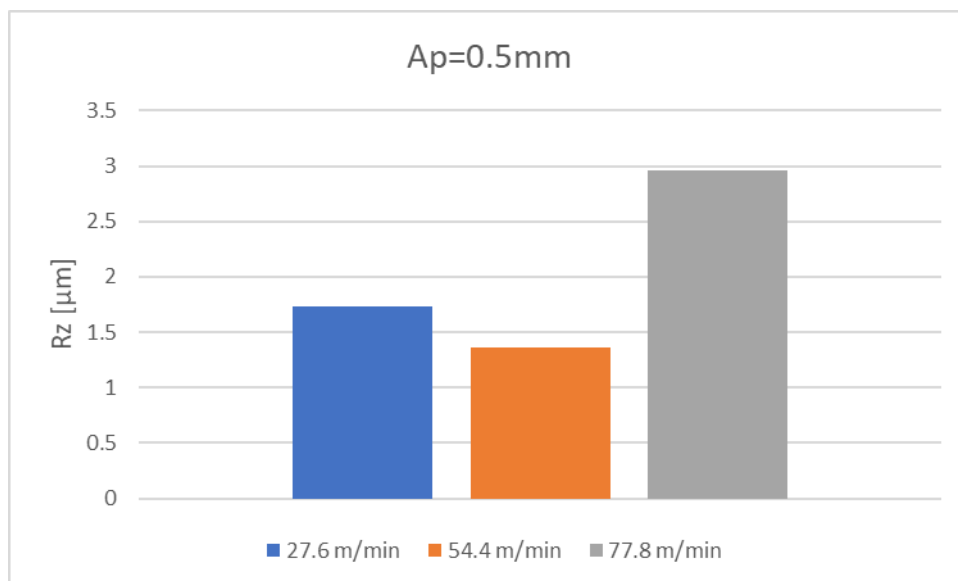


Figura 67 - Valores de profundidade média de rugosidade (Rz) obtidos nos ensaios com profundidade de corte de 0.5 mm.

Analisando a Figura 66 e a Figura 67, verifica-se que os valores da profundidade média de rugosidade (Rz) medidos com uma profundidade de corte de 0.25mm são ligeiramente inferiores aos valores medidos com uma profundidade de corte de 0.5mm. Isto nota-se mais com a velocidade de corte de 77.8 m/min, o que pode significar que, apesar dos valores de rugosidade média serem idênticos, pode haver a presença de micro-fendas superficiais que promovam um aumento no valor da profundidade média, uma vez que este parâmetro é mais suscetível a desníveis elevados nos valores medidos. [38]

No geral, os resultados obtidos estão de acordo com os resultados obtidos pelos diferentes autores [38], [42], [43], [48].

### 6.3.1 Análise dos Perfis de Rugosidade Medidos

Na análise da qualidade superficial foram gerados os perfis de rugosidade das superfícies geradas. Como referido na Figura 63 (página 82) as três medições foram efetuadas nas partes inicial, central e final da zona maquinada, respetivamente. Isto permite avaliar se superfície está com um perfil constante ou não. Isto pode revelar-se importante na medida em que desvios elevados podem indicar a presença de micro-fendas superficiais.

Comparando os perfis gerados nos ensaios com velocidade de corte de 27.6 m/min verifica-se que para ambas as profundidades de corte, os perfis gerados são definidos por funções constantes. Isso será indicativo de que a superfície gerada será uma superfície com uma boa qualidade e com baixo numero de fendas.

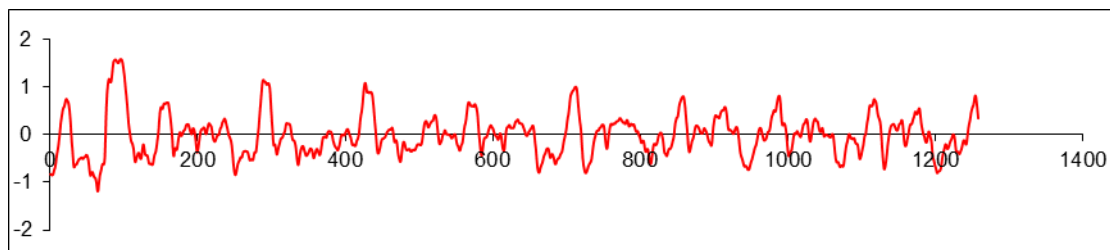


Figura 68 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com  $V_c=27.6$  m/min e  $A_p=0.25$ mm, medição (1).



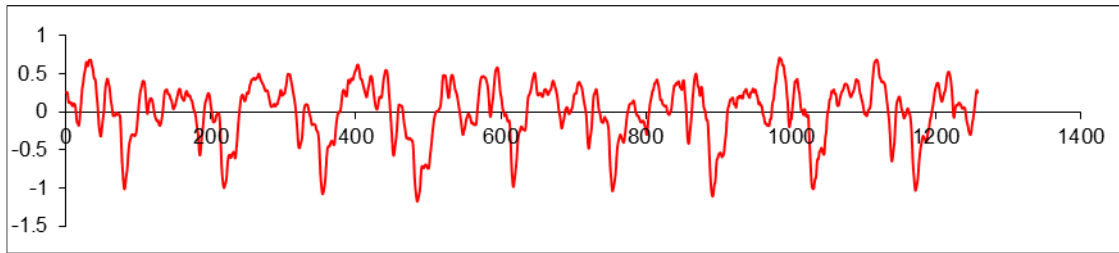


Figura 69 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com  $V_c=27.6$  m/min e  $A_p=0.5$ mm, medição (1).

Tal como foi verificado nos ensaios com velocidade de corte de 27.6 m/min, também os ensaios com velocidade de corte de 54.4 m/min geraram perfis constantes, apesar de se notar um aumento da profundidade da superfície com o avanço, o que pode ser um indicador do aumento do desgaste da ferramenta.

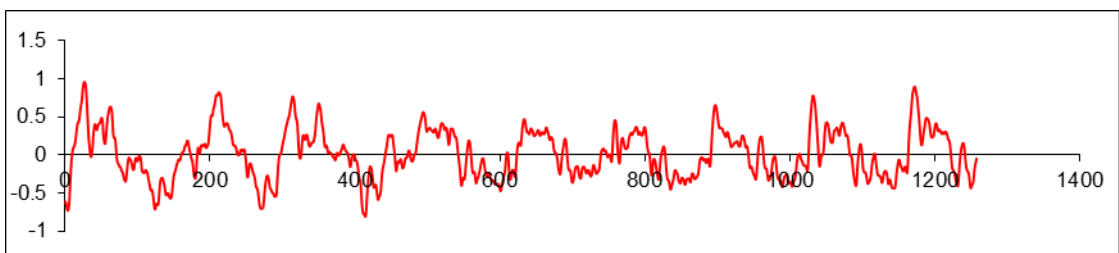


Figura 70 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com  $V_c=54.4$  m/min e  $A_p=0.25$ mm medição (3).

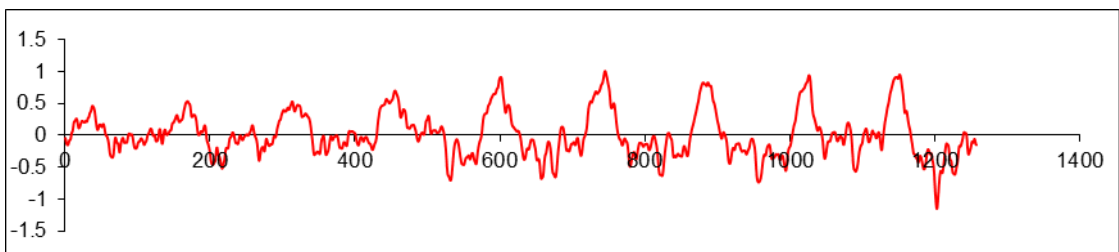


Figura 71 - Perfil de rugosidade obtido no ensaio com  $V_c=54.4$  m/min e  $A_p=0.5$ mm medição (2).

Em relação aos ensaios realizados com velocidade de corte mais elevada (77.8m/min), o perfil de rugosidades verifica a discrepância observada no valor de  $R_z$  quando comparados os resultados obtidos com profundidades de corte de 0.25 mm e 0.5 mm. Quer isto dizer que o perfil obtido com 0.25mm é um perfil muito mais regular ao longo das três medições realizadas, dando a entender que a superfície gerada terá sido de melhor qualidade comparativamente à superfície gerada com profundidade de corte de 0.5 mm. Isto pode ser observado através da comparação da Figura 72 com a Figura 73.

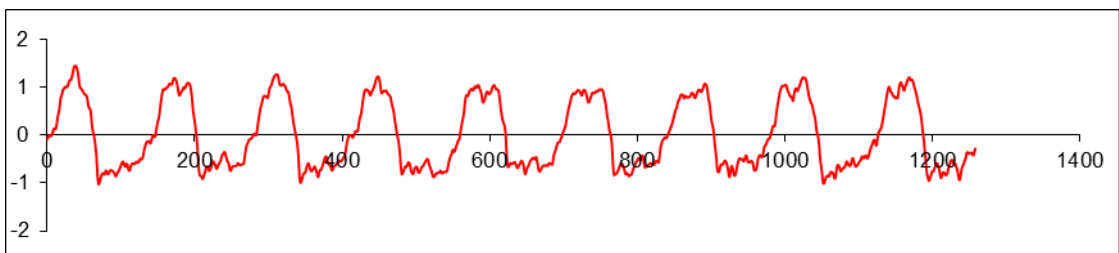


Figura 72 - Perfil de rugosidade obtido com  $V_c=77.8$  m/min e  $A_p=0.25$ mm.

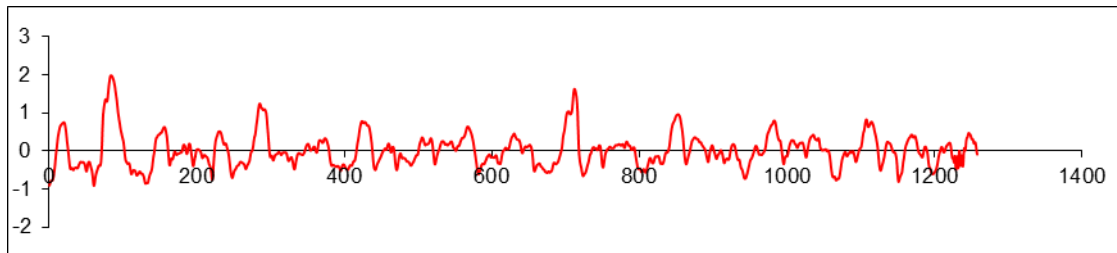


Figura 73 - Perfil de rugosidade obtido com  $V_c=77.8$  m/min e  $A_p=0.5$ mm.

Em suma, o que pode ser concluído da análise dos valores de rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$ ) em conjugação com a análise dos perfis de rugosidade é que as superfícies geradas nos ensaios são de boa qualidade, principalmente as superfícies geradas com velocidades de corte de 27.6 m/min e 54.4 m/min, uma vez que cumprem o requisito de rugosidade média da indústria aeroespacial ( $R_a > 0.4 \mu\text{m}$ ) e não revelam grandes discrepâncias no valor de  $R_z$ .

Em relação às superfícies geradas com velocidade de corte de 77.8 m/min e profundidades de corte a variar entre 0.25mm e 0.5 mm, o que se verifica é a obtenção de valores de  $R_a$  mais elevados, mas praticamente iguais nas duas profundidades de corte ( $0.66 \mu\text{m}$  e  $0.65 \mu\text{m}$ , respetivamente). No entanto verifica-se uma elevada discrepância em relação aos valores medidos de  $R_z$  ( $2.24 \mu\text{m}$  e  $2.93 \mu\text{m}$ , respetivamente). Analisando o perfil de rugosidades gerado em cada um dos casos, isto pode ser devido à presença de fendas superficiais no caso do ensaio com profundidade de corte de 0.5mm uma vez que o seu perfil é mais irregular.

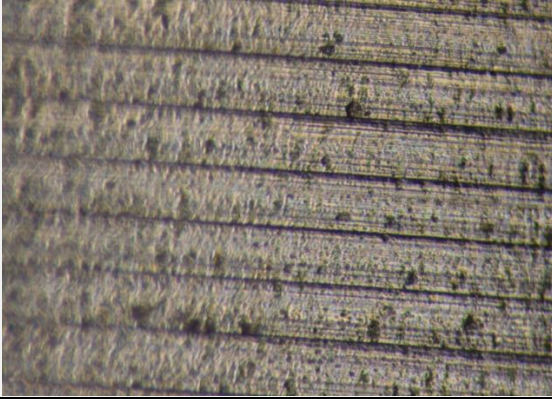
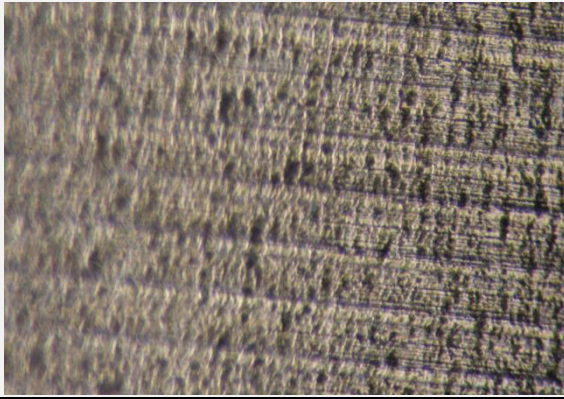
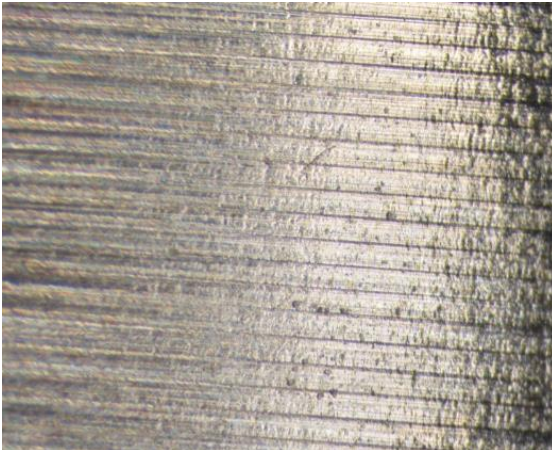
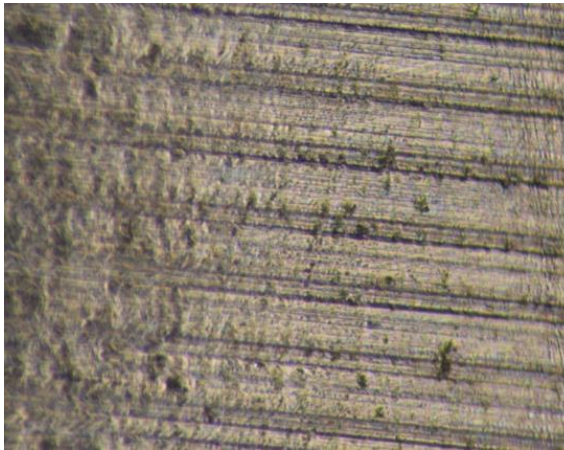
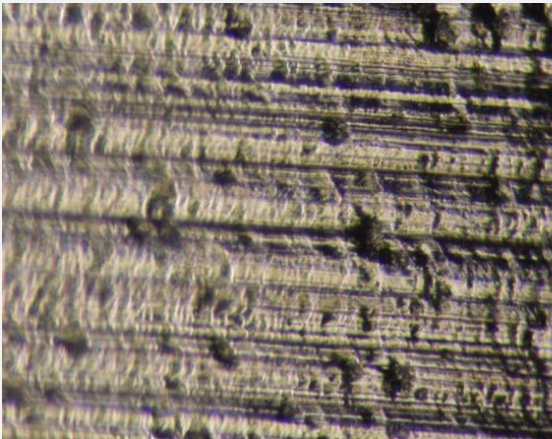
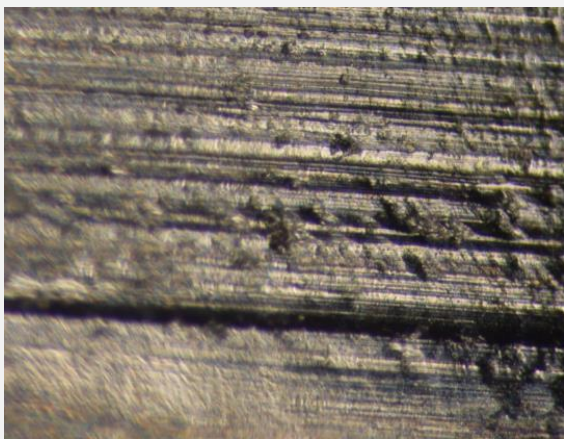
É importante referir que as diferentes medições apresentaram perfis idênticos de rugosidades pelo que se pode pressupor que as superfícies geradas sejam no geral de boa qualidade, excetuando a superfície gerada com velocidade de corte de 77.8 m/min e 0.5 mm de profundidade de corte. Isto pode ser devido a um desgaste mais prematuro da ferramenta no processo de corte.

### 6.3.2 Análise da Superfície Vista na Lupa

De modo a tentar obter resultados mais conclusivos em relação à presença de fendas superficiais foi efetuada uma análise da superfície tirando fotografias dela numa lupa.

Os resultados obtidos estão em conformidade com o que foi concluído pela análise das rugosidades das superfícies, verificando-se superfícies mais suaves nas velocidades de 27.6 m/min e 54.4 m/min quando comparadas com as velocidades de 77.8 m/min. Esse facto estará relacionado com o desgaste mais acentuado da ferramenta na velocidade de 77.8 m/min, que irá resultar numa superfície mais defeituosa, como foi concluído por outros autores [42], [43], [48]. Os resultados podem ser observados na Tabela 34.

Tabela 34 - Fotografias das diferentes superfícies geradas no trabalho experimental.

	$A_p=0.25$ [mm]	$A_p=0.5$ [mm]
$V_c=27.6$ [m/min]		
$V_c=54.4$ [m/min]		
$V_c=77.8$ [m/min]		

Como pode ser observado nas fotografias referentes a  $V_c=77.8$  m/min, comparando  $A_p=0.25$  mm e  $A_p=0.5$  mm, o que se observa é que com  $A_p=0.5$  mm, há uma fenda bem visível, o que pode explicar as diferenças sentidas nos valores de  $R_z$ , uma vez que este parâmetro é mais suscetível a desníveis elevados nas medições de rugosidade. Assim sendo, estes resultados estão de acordo com os resultados observados para a rugosidade superficial.

Apesar de terem boa qualidade, ainda se conseguem observar pequenas fendas em todas as superfícies geradas, apesar de serem pouco significativas na qualidade superficial obtida, como se percebe pela análise de rugosidades.



## 6.4 Resumo Final do Trabalho Experimental

O trabalho experimental realizado pode ser dividido em diferentes etapas. Numa etapa inicial, foi feita a análise de diferentes trabalhos sobre a maquinabilidade das ligas TiAl, tendo sido dado uma ênfase especial em trabalhos sobre torneamento.

Posteriormente foram realizados testes de maquinabilidade que tinham sido previstos para uma máquina CNC e que acabaram por ser realizados num torno mecânico. Isto pode ser visto como uma limitação uma vez que não permitiu à partida realizar a variação prevista de todos os parâmetros previstos, nomeadamente a análise da variação do avanço. Para além disso não foram testados diferentes métodos de lubrificação, também devido a limitações de equipamento. Quanto à variação das ferramentas utilizadas, à partida não foi pensado, mas também poderia resultar numa boa análise.

Finalmente, em relação aos resultados analisados, houve uma boa análise das aparas obtidas. Já no que diz respeito à medição do desgaste, apesar de ter sido observada, não foi devidamente medida, sendo essa também uma possível análise a fazer no futuro. Em relação à análise de rugosidades, também foi realizada aprofundadamente. Quanto à análise da superfície, poderia ter sido realizada uma análise no microscópio eletrónico das fendas observadas, apesar de terem sido analisadas. Quanto à análise de durezas, apesar de ter sido planeada acabou por não se fazer uma vez que não se conseguiu montar a peça de teste no equipamento de medição.

Na Figura 74 encontra-se resumido o trabalho realizado ao longo do semestre.

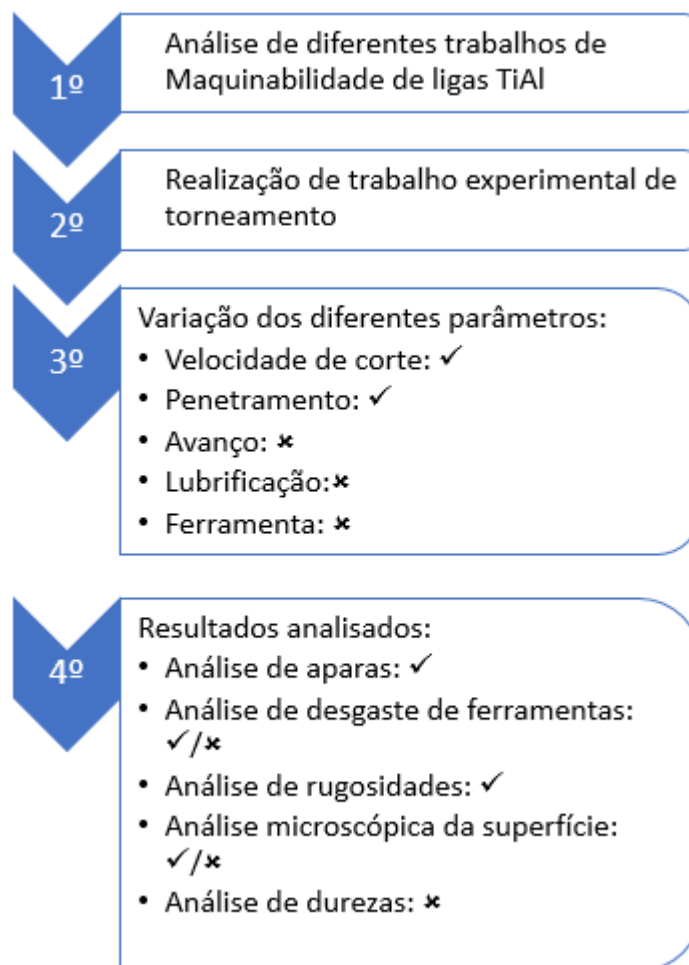


Figura 74 - Resumo do trabalho desenvolvido para a realização da dissertação.

## 7 Conclusões e Trabalhos Futuros

---

### 7.1 Conclusões

Como já foi visto nas secções 2 e 4 principalmente, as propriedades destas ligas anteviam que a sua maquinagem fosse complicada, limitando um pouco os parâmetros a utilizar sem comprometer os resultados obtidos. No entanto o objetivo de tornear o material com bom acabamento superficial foi cumprido e no processo de obtenção desse objetivo foram retiradas uma serie de conclusões acerca da maquinabilidade das ligas TiAl.

As principais conclusões retiradas do trabalho experimental foram:

- Em relação às aparas, concluiu-se que a sua morfologia será ou em lasca ou em fragmentos em arco, sendo que a velocidades mais baixas a tendência será para a obtenção de aparas mais pequenas (em lasca) e com o aumento da velocidade haverá uma tendência para um aumento da sua dimensão (adquirindo então a morfologia de fragmentos em arco).
- Esta mudança de morfologia da apara pode estar de acordo com um amaciamento do material devido ao aumento da temperatura, o que pode conduzir a uma melhoria no mecanismo de formação de apara, que se traduz na diferença de morfologia anteriormente referida.
- Em relação ao desgaste das ferramentas utilizadas, foi possível observar que o aumento da velocidade de corte promove um aumento considerável no desgaste das ferramentas utilizadas, uma vez que, a velocidades mais baixas (27.6 e 54.4 m/min) a aresta de corte sofreu um desgaste bastante reduzido, sendo que ao aumentar essa velocidade para 77.8 m/min, o desgaste observado no final dos ensaios é bastante considerável. No que diz respeito à velocidade de 108.9 m/min, para ambos os valores de profundidade de corte ( $A_p=0.25$  mm e  $A_p=0.5$  mm), houve uma quebra instantânea da ferramenta aquando do seu contacto com a peça, não sendo assim possível o ensaio.
- A profundidade de corte não teve um papel muito relevante no desgaste das ferramentas, sendo esse desgaste praticamente igual para ambos os valores testados em condições equivalentes ( $A_p=0.25$  mm e  $A_p=0.5$  mm).
- O material da ferramenta utilizado não terá sido o ideal uma vez que os desgastes apresentados nos ensaios com velocidade de corte de 77.8 m/min não foram tão bons como outros autores obtiveram [42], [43], [48]. Isso pode dever-se a um desgaste prematuro da ferramenta.
- Em relação às superfícies geradas, foram superfícies de boa qualidade, como era um dos objetivos ( $R_a > 0.4$   $\mu$ m) nos ensaios em que se o desgaste da ferramenta foi mais baixo ( $V_c=27.7$  m/min e  $V_c=54.4$  m/min). Houve também uma ligeira diminuição nos valores de  $R_a$  obtidos para as velocidades de corte (no caso de  $A_p=0.5$  mm, obteve-se  $R_a=0.29\mu$ m para  $V_c=27.6$  m/min e  $R_a=0.24\mu$ m para  $V_c=54.4$ m/min). Apesar de ser

uma diminuição pequena, é uma diminuição que vai de acordo com os resultados obtidos por outros autores [42], [43], [48].

- As superfícies geradas apresentam perfis de rugosidade muito regulares ao longo do seu comprimento, um resultado muito positivo uma vez que deixa implícita a ideia que a superfície gerada será de boa qualidade, sem grande presença de fendas.
- No caso dos ensaios realizados a  $V_c=77.8\text{m/min}$ , o aumento da profundidade de corte de 0.25mm para 0.5mm conduziu a um perfil de rugosidades muito irregular.
- As fotografias tiradas no microscópio coincidiram com as conclusões retiradas da análise dos perfis de rugosidade, tendo sido geradas superfícies com boa qualidade superficial e um baixo numero de fendas superficiais.

## 7.2 Trabalhos Futuros

Como trabalhos futuros propõe-se, primeiro, fazer uma análise mais detalhada dos parâmetros de torneamento, nomeadamente uma série de testes com diferentes avanços de modo a conseguir compreender o efeito desse parâmetro nos resultados obtidos. Seria também interessante fazer a medição das forças de corte envolvidas no processo.

Em relação às ferramentas utilizadas, a utilização de pastilhas de PCD em ensaios mais longos seria uma boa experiencia uma vez que alguns autores verificaram num trabalho que a sua utilização traz uma melhoria muito grande em relação ao tempo de vida das ferramentas a maquinar este tipo de ligas [43].

Outro trabalho interessante seria a avaliação de diferentes meios de lubrificação, desde o método MQL até ao arrefecimento criogénico uma vez que vários autores verificaram melhorias acentuadas com a utilização destes métodos [42], [43], [48].

Em relação a trabalhos com outros processos de corte, seria interessante estudar o comportamento do material noutros processos de corte como a furação ou mesmo a fresagem, de modo a obter geometrias mais idênticas ao que se necessita para aplicações industriais.

## Referências

---

- [1] H. Clemens and S. Mayer, “Intermetallic titanium aluminides in aerospace applications – processing , microstructure and properties,” 2016.
- [2] H. Clemens and S. Mayer, “Development Status , Applications and Perspectives of Advanced Intermetallic Titanium Aluminides,” *Mater. Sci. Forum*, vol. 786, pp. 15–20, 2014.
- [3] M. Peters and C. Leyens, *Titanium and Titanium Alloys*. Wiley-VCH, 2003.
- [4] F. Appel, D. H. Paul, and M. Oehring, *Gamma Titanium Aluminide Alloys*. Wiley-VCH, 2011.
- [5] R. Hood, “The Machinability of a Gamma Titanium Aluminide Intermetallic.”
- [6] D. K. Aspinwall, R. C. Dewes, and A. L. Mantle, “The machining of  $\gamma$ -TiAl intermetallic alloys,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 54, no. 1, pp. 99–104, 2005.
- [7] T. Noda, “Application of cast gamma TiAl for automobiles,” *Intermetallics*, vol. 6, pp. 709–713, 1998.
- [8] D. . Dimiduk, “Gamma titanium aluminide alloys—an assessment within the competition of aerospace structural materials,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 263, no. 2, pp. 281–288, 1999.
- [9] J. H. Westbrook and R. L. Fleischer, *Intermetallic Compounds, Principles and Practice, 2 Vol Set*. Wiley, 1994.
- [10] K. Kothari, R. Radhakrishnan, and N. M. Wereley, “Advances in gamma titanium aluminides and their manufacturing techniques,” *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 55, pp. 1–16, 2012.
- [11] N. S. Stoloff and V. K. Sikka, Eds., *Physical Metallurgy and processing of Intermetallic Compounds Physical Metallurgy Intertnetallic Contpounds*. Chapman & Hall, 1996.
- [12] E. A. Loria, “Quo vadis gamma titanium aluminide,” *Intermetallics*, vol. 9, pp. 997–1001, 2001.
- [13] “Ces Edupack.” Granta Design Limited, 2016.
- [14] M. Yamaguchi, H. Inui, and K. Ito, “High-temperature structural intermetallics,” *Acta Mater.*, vol. 48, no. 1, pp. 307–322, 2000.
- [15] P. A. Bartolotta *et al.*, “Titanium Aluminide Applications in the High Speed Civil Transport,” 1999.
- [16] General Electric, “The GENx Commercial Aircraft Engine,” *acedido a 19/04/2017*. [Online]. Available: <https://www.geaviation.com/commercial/engines/genx-engine>.
- [17] C. Mccullough, J. J. Valencia, C. G. Levi, and R. Mehrabian, “PHASE EQUILIBRIA

- AND SOLIDIFICATION IN Ti-AI ALLOYS,” *Acta Metall.*, vol. 37, no. 5, pp. 1321–1336, 1989.
- [18] Y.-W. Kim, W. Smarsly, J. Lin, D. Dimiduk, and F. Appel, Eds., *Gamma Titanium Aluminide Alloys*. Wiley TMS, 2014.
- [19] K. S. Chan and Y. W. Kim, “Effects of lamellae spacing and colony size on the fracture resistance of a fully-lamellar TiAl alloy,” *Acta Metall. Mater.*, vol. 43, no. 2, pp. 439–451, 1995.
- [20] A. Banu, M. Marcu, S. Petrescu, N. Ionescu, and A. Paraschiv, “Effect of niobium alloying level on the oxidation behavior of titanium aluminides at 850 ° C,” *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 23, no. 12, pp. 1452–1457, 2016.
- [21] M. P. Groover, *Fundamentals of Modern Manufacturing*, 4th ed. John Wiley & Sons, Inc., 2010.
- [22] *Modern Metal Cutting*. Sandvik Coromant, 1996.
- [23] J. P. Davim, *Princípios Da Maquinagem*, 2nd ed. Porto: Publindústria, 2008.
- [24] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 5, pp. 267–275, 1945.
- [25] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 6, pp. 318–324, 1945.
- [26] V. Piispanen, “Theory of formation of metal chips,” *J. Appl. Phys.*, vol. 19, no. 10, pp. 876–881, 1948.
- [27] D. C. Drucker, “An analysis of the mechanics of metal cutting,” *J. Appl. Phys.*, vol. 20, no. 11, pp. 1013–1021, 1949.
- [28] A. Jesus, *Apontamentos das aulas de Processos de Fabrico I - Fundamentos do Corte Ortogonal de Metais*. Universidade do Porto - Faculdade de Engenharia - DEMEC, 2015.
- [29] D. Ferraresi, *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Edgard Blücher LTDA., 1970.
- [30] *ASM Handbook Vol. 16 Machining*. ASM International, 1989.
- [31] J. P. Davim and V. P. Astakhov, Eds., *Machining of Hard Metals*. London: Springer, 2011.
- [32] Mitsubishi Materials, “Informações Técnicas.” [Online]. Available: [http://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical\\_information/index.html](http://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/index.html). [Accessed: 26-May-2017].
- [33] *Training Handbook*. Sandvik Coromant, 2016.
- [34] R. M. B. Soares, “Estudos sobre Maquinabilidade da Liga AlSi9Cu3 Recorrendo a Feramentas de PCD com Quebra-Aparas,” Universidade do Porto - Faculdade de Engenharia, 2016.
- [35] H. Wang, T. Mammen, A. G. Castillo, F. Y. J. Shih, and A. Tataryan, “Print-receptive media and related methods.” Google Patents, Sep-2012.
- [36] I. M. Hutchings and P. Shipway, *Tribology : friction and wear of engineering materials*, 2nd ed. Butterworth-Heinemann, 2017.
- [37] I. Faccio, “Investigações sobre o acabamento superficial de usinagens com altíssima velocidade de corte,” Universidade de São Paulo, 2003.



- [38] H. Zang, D. K. Aspinwall, and M. L. H. Wise, "The Surface Quality of Hipped Gamma Titanium Aluminide Bar After Turning," in *Proceedings of the Thirty-first International MATADOR Conference*, 1995, pp. 217–221.
- [39] A. L. Mantle and D. K. Aspinwall, "Surface integrity and fatigue life of turned gamma titanium aluminide," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 72, no. 3, pp. 413–420, 1997.
- [40] A. R. C. Sharman, D. K. Aspinwall, R. C. Dewes, and P. Bowen, "Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide," *Wear*, vol. 249, no. 5–6, pp. 473–481, 2001.
- [41] A. Beranoagirre and L. N. L. De Lacalle, "Turning of Gamma TiAl Intermetallic Alloys," in *AIP Conference Proceedings*, 2012, pp. 526–532.
- [42] F. Klocke, D. Lung, M. Arft, P. C. Priarone, and L. Settineri, "On high-speed turning of a third-generation gamma titanium aluminide," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 65, no. 1–4, pp. 155–163, 2013.
- [43] P. C. Priarone, F. Klocke, M. G. Faga, D. Lung, and L. Settineri, "Tool life and surface integrity when turning titanium aluminides with PCD tools under conventional wet cutting and cryogenic cooling," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 85, no. 1–4, pp. 807–816, 2016.
- [44] H. Zhang, M. L. H. Wise, and D. K. Aspinwall, "The Machining of TiAl Based Intermetallics," in *Thirtieth International MATADOR Conference*, 1993, pp. 111–118.
- [45] E. Aust and H. Niemann, "Machining of  $\gamma$ -TiAl," *Adv. Eng. Mater.*, pp. 53–57, 1999.
- [46] G. Vertova, "The effects of machined workpiece surface integrity on the fatigue life of  $\gamma$ -titanium aluminide," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, no. 11, pp. 1681–1685, 2001.
- [47] K. Weinert, D. Biermann, and S. Bergmann, "Machining of High Strength Light Weight Alloys for Engine Applications," vol. 56, no. 1, pp. 105–108, 2007.
- [48] F. Klocke, L. Settineri, D. Lung, P. Claudio Priarone, and M. Arft, "High performance cutting of gamma titanium aluminides: Influence of lubricoolant strategy on tool wear and surface integrity," *Wear*, vol. 302, no. 1–2, pp. 1136–1144, 2013.
- [49] A. Pramanik, "Problems and solutions in machining of titanium alloys," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 70, no. 5–8, pp. 919–928, 2014.
- [50] P. C. Priarone, M. Robiglio, L. Settineri, and V. Tebaldo, "Milling and Turning of Titanium Aluminides by Using Minimum Quantity Lubrication," *Procedia CIRP*, vol. 24, no. Mic, pp. 62–67, 2014.
- [51] A. L. Mantle and D. K. Aspinwall, "Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide," vol. 118, pp. 143–150, 2001.
- [52] Y. F. Ge, Y. C. Fu, and J. H. Xu, "Experimental Study on High Speed Milling of  $\gamma$ -TiAl Alloy," vol. 339, pp. 6–10, 2007.
- [53] A. Beranoagirre and L. N. L. De Lacalle, "Optimising the milling of titanium aluminide alloys," *Int. J. Mechatronics Manuf. Syst.*, vol. 3, no. 5/6, pp. 425–436, 2010.
- [54] P. C. Priarone, S. Rizzuti, G. Rotella, and L. Settineri, "Tool wear and surface quality in milling of a gamma-TiAl intermetallic," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 61, pp. 25–33, 2012.
- [55] R. Hood, D. K. Aspinwall, C. Sage, and W. Voice, "Intermetallics High speed ball nose end milling of  $\gamma$ -TiAl alloys," *Intermetallics*, vol. 32, pp. 284–291, 2013.
- [56] P. C. Priarone, S. Rizzuti, L. Settineri, and G. Vergnano, "Effects of cutting angle, edge

- preparation, and nano-structured coating on milling performance of a gamma titanium aluminide,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 212, no. 12, pp. 2619–2628, 2012.
- [57] D. K. Aspinwall, A. L. Mantle, W. Kok, R. Hood, and S. Leung, “CIRP Annals - Manufacturing Technology Cutting temperatures when ball nose end milling  $\gamma$ -TiAl intermetallic alloys,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 62, no. 1, pp. 75–78, 2013.
- [58] R. Hood, D. K. Aspinwall, S. Leung, and A. L. Mantle, “CIRP Annals - Manufacturing Technology Workpiece surface integrity when slot milling  $\gamma$ -TiAl intermetallic alloy,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 63, no. 1, pp. 53–56, 2014.
- [59] S. Kolahdouz, M. Hadi, B. Arezoo, and S. Zamaki, “Investigations of surface integrity in high speed milling of gamma titanium aluminide under dry and minimum quantity lubricant conditions,” in *12th Global Conference on Sustainable Manufacturing*, 2015, vol. 26, pp. 367–372.
- [60] N. Tom and L. Vijayaraghavan, “Drilling of titanium aluminide at different aspect ratio under dry and wet conditions,” *J. Manuf. Process.*, vol. 24, pp. 256–269, 2016.
- [61] N. T. Mathew and L. Vijayaraghavan, “High through-Put Dry Drilling of Titanium Aluminide,” *Mater. Manuf. Process.*, 2016.
- [62] N. T. Mathew and L. Vijayaraghavan, “Environmentally friendly drilling of intermetallic titanium aluminide at different aspect ratio,” *J. Clean. Prod.*, vol. 141, pp. 439–452, 2017.
- [63] A. Garay, M. Armendia, and S. Marya, “Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3),” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 9, pp. 2223–2230, 2009.
- [64] L. Settineri, P. C. Priarone, M. Arft, D. Lung, and T. Stoyanov, “An evaluative approach to correlate machinability, microstructures, and material properties of gamma titanium aluminides,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 63, no. 1, pp. 57–60, 2014.
- [65] P. C. Priarone, M. Robiglio, L. Settineri, and V. Tebaldo, “Effectiveness of minimizing cutting fluid use when turning difficult-to-cut alloys,” *Procedia CIRP*, vol. 29, pp. 341–346, 2015.
- [66] S. Ghosh and P. V. Rao, “Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability : a review,” *J. Clean. Prod.*, vol. 100, pp. 17–34, 2015.
- [67] *Heat resistant super alloys*. Sandvik Coromant Academy.
- [68] I. Choudhury and M. El-Baradie, “Machinability of nickel-base super alloys: a general review,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 77, no. 1–3, pp. 278–284, 1998.
- [69] “RNT 650 Datasheet.” [Online]. Available: [http://www.gfe.com/fileadmin/user\\_upload/pdfs/Produktspezifikationen\\_Titanium\\_Aluminides/PDB\\_gamma-TiAl\\_RNT650-Ingot.pdf](http://www.gfe.com/fileadmin/user_upload/pdfs/Produktspezifikationen_Titanium_Aluminides/PDB_gamma-TiAl_RNT650-Ingot.pdf). [Accessed: 17-May-2017].
- [70] Castrol, “Datasheet Syntilo 81E.” [Online]. Available: [http://msdspds.castrol.com/bpglis/FusionPDS.nsf/Files/085C61265A6B2DA98025779600303C60/\\$File/Syntilo\\_81E.pdf](http://msdspds.castrol.com/bpglis/FusionPDS.nsf/Files/085C61265A6B2DA98025779600303C60/$File/Syntilo_81E.pdf). [Accessed: 17-May-2017].

## ANEXO A: Código das Ferramentas de Corte, Fornecido Pela Sandvik

TORNEAMENTO GERAL

Pastilhas - Chave de código

### Pastilhas para torneamento geral

Pastilhas, métrica

<b>C</b>	<b>N</b>	<b>M</b>	<b>G</b>	<b>12</b>	<b>04</b>	<b>08</b>	-			-	<b>PF</b>
1	2	3	4	5	6	7		8	9		12

Pastilhas, polegadas

<b>C</b>	<b>N</b>	<b>M</b>	<b>G</b>	<b>4</b>	<b>3</b>	<b>2</b>	-			-	<b>PF</b>
1	2	3	4	5	6	7		8	9		12

Pastilhas, materiais de corte avançados,  
métrica

<b>C</b>	<b>N</b>	<b>M</b>	<b>G</b>	<b>12</b>	<b>04</b>	<b>08</b>	-	<b>T</b>	<b>010</b>	<b>20</b>
1	2	3	4	5	6	7		8	10	11

Pastilhas, materiais de corte avançados,  
polegadas

<b>C</b>	<b>N</b>	<b>G</b>	<b>A</b>	<b>4</b>	<b>3</b>	<b>2</b>	-	<b>T</b>	<b>03</b>	<b>20</b>
1	2	3	4	5	6	7		8	10	11

1 Formato da pastilha	
C	D
K	R
S	T
V	W

2 Ângulo de folga da pastilha	
B	C
E	N
P	O Descrição específica

3 Tolerâncias, métrica		
Classe	s	iC / iW
G	±0.13	±0.025
M	±0.13	±0.05 – ±0.15 <sup>1)</sup>
U	±0.13	±0.08 – ±0.25 <sup>1)</sup>
E	±0.025	±0.025
1)Varia dependendo do tamanho do iC. Veja abaixo.		
Círculo inscrito iC mm	Classe de tolerância	
	M	U
3.97		
5.0		
5.56		
6.0	±0.05	±0.08
6.35		
8.0		
9.525		
10.0		
12.0	±0.08	±0.13
12.7		
15.875		
16.0	±0.10	±0.18
19.05		
20.0		
25.0	±0.13	±0.25
25.4		
31.75	±0.15	±0.25
32.0		
Para pastilhas positivas iC é válido para um canto vivo. Veja as condições da aresta de corte F. (Figura 8).		

3 Tolerâncias, polegadas		
A: Diâmetro teórico do círculo inscrito da pastilha. T: Espessura da pastilha. B: Veja as figuras.		
Tolerâncias em polegadas		
Clas B:	A:	T:
A ±.0002	±.001	±.001
B .0002	.001	.005
C .0005	.001	.001
D .0005	.001	.005
E .001	.001	.001
F .0002	.0005	.001
G .001	.001	.005
H .0005	.0005	.001
J .0002	.002-.005	.001
K .0005	.002-.005	.001
L .001	.002-.005	.001
M .002-.005	.002-.005	.005
U .005-.012	.005-.010	.005
N .002-.010	.002-.004	.001

## Pastilhas para torneamento geral

4 Tipo de pastilha		5 Tamanho da pastilha											
A		Q		Comprimento da aresta de corte, métrica									
G		R		iC mm	iC em	C	D	R	S	T	V	W	K
M		T											
N		W		3.18	1/8"					05			
P		X		3.97	5/32"					06		02	
		Desenho especial		5.0				05					
				5.56	7/32"			09					
				6.0									
				6.35	1/4"	06	07			11	11	04	
				8.0				08					
				9.525	3/8"	09	11	09	09	16	16	06	161
				10.0	10.0			10					
				12.0				12					
				12.7	1/2"	12	15	12	12	22	22	08	
				13			13				13		
				15.875	5/8"	16		15	15	27			
				16.0				16					
				19.0	3/4"	19		19	19	33			
				20.0				20					
				25.0				25 1/2					
				25.4	1"	25		25 1/2	25				
				31.75	1 1/4"			31					
				32				32					
				*) Para formato de pastilha K (KNMX, KNUX) só é indicado o comprimento teórico da aresta de corte.									
				1) Desenho base métrica									
				2) Desenho base polegadas									
6 Espessura da pastilha, s mm, pol.		7 Raio de ponta, r, mm, pol.		8 Condições da aresta de corte									
Métrica		Polegadas		Métrica: Polegada Dimensão real: polegadas									
01 s = 1.59		1 s = .0625		00 = 0 00 Redonda									
T1 s = 1.98		(1.2) s = .075		01 = 0.1 03 .004									
02 s = 2.38		(1.5) s = 3/32		02 = 0.2 0 .008									
03 s = 3.18		2 s = 1/8		04 = 0.4 1 = 1/64 .0156									
T3 s = 3.97		(2.5) s = 5/32		05 = 0.5 2 = 1/32 .0312									
04 s = 4.76		3 s = 3/16		08 = 0.8 3 = 3/64 .047									
05 s = 5.56		4 s = 1/4		10 = 1.0 4 = 1/16 .0625									
06 s = 6.35		5 s = 5/16		12 = 1.2 6 = 3/32 .094									
07 s = 7.94		6 s = 3/8		15 = 1.5 8 = 1/8 .125									
09 s = 9.52		6.3 s = .394											
10 s = 10.00		7.6 s = .475											
12 s = 12.00													
9 Versão da ferramenta		10 Largura do chanfro, métrica, polegadas		11 Ângulo do chanfro									
R		Métrica:		15 γn = 15°									
L		010 byn = 0.10		20 γn = 20°									
N		025 byn = 0.25											
		070 byn = 0.70											
		150 byn = 1.50											
		200 byn = 2.00											
		Polegadas:											
		03 byn = .003											
		08 byn = .008											
		30 byn = .030											
		60 byn = .060											
		80 byn = .080											
		Para mais informações, consulte a chave de código à página A76											
12 Opções do fabricante		O código ISO consiste de nove símbolos incluindo 8 e 9 que são usados apenas quando necessário. Além disso, o fabricante pode acrescentar mais três símbolos, por exemplo.											
		- WF = Wiper - acabamento - WMX = Wiper, usinagem média - PF = ISO P - acabamento - PR = ISO P - desbaste											

## Chave de código geral para pastilhas CoroMill

<b>R</b>	<b>390</b>	<b>-</b>	<b>11</b>	<b>T3</b>	<b>12</b>	<b>M</b>	<b>-</b>	<b>P</b>	<b>L</b>	<b>W</b>
1	2		3	4	5	6		7	8	9

<b>1</b> Versão da pastilha  R = Versão direita L = Versão esquerda	<b>2</b> Código principal  P. ex.: 390= CoroMill® 390	<b>3</b> Largura da pastilha  P. ex.: 11=11 mm (.669 inch)
<b>4</b> Espessura da pastilha, s mm  P. ex.: T3 s = 3.97  04 s = 4.76  06 s = 6.33	<b>5</b> Raio de canto  P. ex.: 12 = 1.2 mm	<b>6</b> Performance da aresta  M = Alta segurança da aresta.  E = Altíssima precisão e agudeza da aresta  H = Alta precisão e alta agudeza da aresta  K = Corte altamente afiado
<b>7</b> Principal área de aplicação ISO  <b>P</b> <b>M</b> <b>K</b> <b>N</b> <b>S</b> <b>H</b>	<b>8</b> Operação  L = Corte leve M = Média H = Pesada T = Torno-fresamento	<b>9</b> Wiper  W = Wiper

## Chave de código para ferramentas convencionais e barras de mandrilar Coromant Capto®

Coromant Capto®

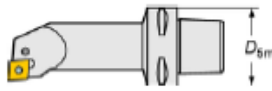
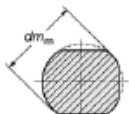
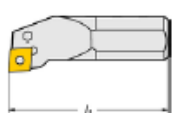















<b>C3</b>	-	<b>S</b>	<b>C</b>	<b>L</b>	<b>C</b>	<b>R</b>	-	<b>11065</b>	-	<b>09</b>	
1		5	6	7	8	9		13		10	11

Ferramentas convencionais, métrica

<b>S</b>	<b>40</b>	<b>V</b>	-	<b>S</b>	<b>C</b>	<b>L</b>	<b>C</b>	<b>R</b>	<b>12</b>		-	<b>ID</b>
2	3	4		5	6	7	8	9	10	11		12

Ferramentas convencionais, polegadas



<b>S</b>	<b>24</b>	<b>V</b>	-	<b>S</b>	<b>C</b>	<b>L</b>	<b>C</b>	<b>R</b>	<b>4</b>	-	
2	3	4		5	6	7	8	9	10		11

<p><b>1 Tamanho do acoplamento</b></p> <p>C = Coromant Capto®  D<sub>5m</sub> = Tamanho do acoplamento</p>  <table> <tr> <th></th> <th>mm</th> <th>polegadas</th> </tr> <tr> <td>C3</td> <td>D5m = 32</td> <td>1.260</td> </tr> <tr> <td>C4</td> <td>D5m = 40</td> <td>1.575</td> </tr> <tr> <td>C5</td> <td>D5m = 50</td> <td>1.969</td> </tr> <tr> <td>C6</td> <td>D5m = 63</td> <td>2.480</td> </tr> <tr> <td>C8</td> <td>D5m = 80</td> <td>3.150</td> </tr> </table>		mm	polegadas	C3	D5m = 32	1.260	C4	D5m = 40	1.575	C5	D5m = 50	1.969	C6	D5m = 63	2.480	C8	D5m = 80	3.150	<p><b>2 Tipo de barra</b></p> <p>A = Barra de aço sólida com refrigeração interna.</p> <p>E = Barra com haste de metal duro</p> <p>F = Barra antivibratória com haste de metal duro</p> <p>S = Barra de aço sólida sem refrigeração</p>	<p><b>3 Diâmetro da barra</b></p> <p>mm<sup>1)</sup> polegadas</p> <table> <tr><td>03 =</td><td>.1875</td></tr> <tr><td>04 =</td><td>.250</td></tr> <tr><td>05 =</td><td>.3125</td></tr> <tr><td>06 =</td><td>.375</td></tr> <tr><td>08 =</td><td>.500</td></tr> <tr><td>10 =</td><td>.625</td></tr> <tr><td>12 =</td><td>.750</td></tr> <tr><td>16 =</td><td>1.000</td></tr> <tr><td>20 =</td><td>1.250</td></tr> <tr><td>24 =</td><td>1.500</td></tr> <tr><td>28 =</td><td>1.750</td></tr> <tr><td>32 =</td><td>2.000</td></tr> <tr><td>36 =</td><td>2.250</td></tr> <tr><td>40 =</td><td>2.500</td></tr> </table> 	03 =	.1875	04 =	.250	05 =	.3125	06 =	.375	08 =	.500	10 =	.625	12 =	.750	16 =	1.000	20 =	1.250	24 =	1.500	28 =	1.750	32 =	2.000	36 =	2.250	40 =	2.500										
	mm	polegadas																																																								
C3	D5m = 32	1.260																																																								
C4	D5m = 40	1.575																																																								
C5	D5m = 50	1.969																																																								
C6	D5m = 63	2.480																																																								
C8	D5m = 80	3.150																																																								
03 =	.1875																																																									
04 =	.250																																																									
05 =	.3125																																																									
06 =	.375																																																									
08 =	.500																																																									
10 =	.625																																																									
12 =	.750																																																									
16 =	1.000																																																									
20 =	1.250																																																									
24 =	1.500																																																									
28 =	1.750																																																									
32 =	2.000																																																									
36 =	2.250																																																									
40 =	2.500																																																									
<p><b>4 Comprimento da ferramenta, l<sub>1</sub> mm, pol.</b></p> <p>Ferramenta convencional</p>  <table> <tr> <th></th> <th>Métrica</th> <th>Polegadas</th> <th></th> <th>Métrica</th> <th>Polegadas</th> </tr> <tr> <td>F =</td> <td>80</td> <td>3.250</td> <td>S =</td> <td>250</td> <td>10.000</td> </tr> <tr> <td>H =</td> <td>100</td> <td>4.000</td> <td>T =</td> <td>300</td> <td>12.000</td> </tr> <tr> <td>K =</td> <td>125</td> <td>5.000</td> <td>U =</td> <td>350</td> <td>14.000</td> </tr> <tr> <td>M =</td> <td>150</td> <td>6.000</td> <td>V =</td> <td>400</td> <td>15.750</td> </tr> <tr> <td>P =</td> <td>170</td> <td>6.250</td> <td>W =</td> <td>450</td> <td>17.750</td> </tr> <tr> <td>Q =</td> <td>180</td> <td>7.250</td> <td>Y =</td> <td>500</td> <td>20.000</td> </tr> <tr> <td>R =</td> <td>200</td> <td>8.000</td> <td>X =</td> <td>Especial</td> <td></td> </tr> </table>		Métrica	Polegadas		Métrica	Polegadas	F =	80	3.250	S =	250	10.000	H =	100	4.000	T =	300	12.000	K =	125	5.000	U =	350	14.000	M =	150	6.000	V =	400	15.750	P =	170	6.250	W =	450	17.750	Q =	180	7.250	Y =	500	20.000	R =	200	8.000	X =	Especial		<p><b>5 Sistema de fixação</b></p> <table> <tr> <td data-bbox="644 1140 793 1507"> <b>C</b>    Fixação por grampo </td> <td data-bbox="794 1140 943 1507"> <b>D</b>    Fixação Rígida (RC) </td> <td data-bbox="944 1140 1093 1507"> <b>M,W</b>    Fixação pino e grampo </td> <td data-bbox="1094 1140 1243 1507"> <b>P</b>    Fixação por alavanca </td> <td data-bbox="1244 1140 1390 1507"> <b>S</b>    Fixação por parafuso </td> </tr> </table>					<b>C</b>  Fixação por grampo	<b>D</b>  Fixação Rígida (RC)	<b>M,W</b>  Fixação pino e grampo	<b>P</b>  Fixação por alavanca	<b>S</b>  Fixação por parafuso
	Métrica	Polegadas		Métrica	Polegadas																																																					
F =	80	3.250	S =	250	10.000																																																					
H =	100	4.000	T =	300	12.000																																																					
K =	125	5.000	U =	350	14.000																																																					
M =	150	6.000	V =	400	15.750																																																					
P =	170	6.250	W =	450	17.750																																																					
Q =	180	7.250	Y =	500	20.000																																																					
R =	200	8.000	X =	Especial																																																						
<b>C</b>  Fixação por grampo	<b>D</b>  Fixação Rígida (RC)	<b>M,W</b>  Fixação pino e grampo	<b>P</b>  Fixação por alavanca	<b>S</b>  Fixação por parafuso																																																						

1) Para barras métricas dm em mm.

<b>6 Formato da pastilha</b>		<b>7 Tipo de barra , ângulo de posição</b>		<b>8 Ângulo de folga da pastilha principal</b>	
C		D		B	
K		R		C	
S		T		D	
V		W		E	
		F		J	
		K		L	
		P		Q	
		U		U-X	
				N	
				O	Descrição específica
				P	
<b>9 Versão da ferramenta</b>		<b>10 Comprimento da aresta de corte</b>		<b>11 Opção do fabricante</b>	
R		<p><b>Métrica</b></p> <p>O comprimento da aresta de corte é indicada em mm. Inteiro (sem arredondamentos).</p>		<p>Quando for necessário um símbolo suplementar, de no máximo 3 letras, pode ser acrescentado ao código ISO, separado por um traço, p. ex.</p> <p>C = Recursos de refrigeração interna.</p> <p>D = Dimensão <math>f_1</math> ampliada, + 1.0mm (.04")</p> <p>E = Dimensão <math>f_1</math> ampliada, + 2.0mm (0.8")</p> <p>F = Dimensão <math>f_1</math> ampliada, + 3mm (.12")</p> <p>G = Dimensões alteradas</p> <p>L = Dimensão <math>f_1</math> ampliada.</p> <p>R = Haste cilíndrica</p> <p>W = Fixação por cunha</p> <p>X = Mandrilamento reverso</p>	
L		<p><b>Polegadas</b></p> <p>1.2 = 5/32 1.5 = 3/16 1.8 = 7/32 2 = 1/4 2.5 = 5/16 3 = 3/8 4 = 1/2 5 = 5/8 6 = 3/4 8 = 1 10 = 1 1/4</p>			
<b>12 Sistema de fixação</b> Cerâmicas		<b>13 Tamanho da unidade de corte Coromant</b> Capto, mm			
ID = Grampo com placa de pressão		$f_1 \times l_1$ <p>Exemplo C4-SCLCR 11065-09 <math>f_1 = 11</math> mm (2 digits) <math>l_1 = 065</math> mm (3 digits)</p>			

## ANEXO B: Catálogo da Liga Utilizada

**Advanced Materials**

**γ-TiAl RNT650 Ingots**

**Manufacturing**  
TiAl RNT650 Ingots are manufactured by single, double or triple VAR melting with consumable electrodes. Consumable electrodes are made up of compacted Ti sponge, Aluminium and master alloys.

**Applications**  
RNT650 Ingots are used as feed stock materials for further casting processes to γ-TiAl components.

**Chemical Composition**  
Ti -33,5Al -4,8Nb -1Cr -0,2Si (wt.-%)

Impurities (wt.-ppm)					
H	N	O	C	Fe	Ni
< 50	< 200	< 800	< 200	< 1000	< 500

**Forms of Delivery**  
Cylindrical ingots of 140 mm – 280 mm diameter and up to 1.200 mm length.  
Surface conditions as-cast or mechanically machined.  
Other sizes and individual customer specifications on request.

**Physical Properties**

Density: 3.95 g/cm<sup>3</sup>

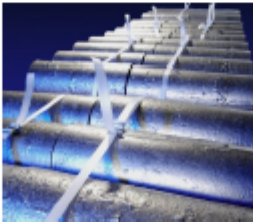
Hardness: 285 HV10

Youngs Modulus (RT): 155 GPa  
(800 °C): 102 GPa

Microstructure consists of:

- α<sub>2</sub>/ γ lamellar colonies
- globular γ-TiAl grains
- globular α<sub>2</sub>-Ti<sub>3</sub>Al grains

T<sub>mat</sub>: ca. 1605 °C



**AMG TITANIUM ALLOYS & COATINGS**  
GfE Metalle und Materialien GmbH  
Höfener Str. 45, 90431 Nürnberg, Germany  
GfE Formet GmbH  
Lessingstr. 41, 09599 Freiberg, Germany  
[www.gfe.com](http://www.gfe.com)

**Technical Contact: Dr. Volker Göther**  
Phone: +49 911 9315 446  
Fax: +49 911 9315 1446  
E-mail: [volker.goether@gfe.com](mailto:volker.goether@gfe.com)

**Commercial Contact: Markus Löhr**  
Phone: +49 911 9315 476  
Fax: +49 911 9315 1476  
E-mail: [markus.loehr@gfe.com](mailto:markus.loehr@gfe.com)

No. 1 | August 2010